

Thèse de Doctorat

Hamza SAMOUH

*Mémoire présenté en vue de l'obtention du
grade de Docteur de l'Ecole Centrale de Nantes
sous le label de L'Université Nantes Angers Le Mans*

École doctorale : SPIGA

Discipline : Génie civil
Unité de recherche : Matériaux-Ouvrages-Environnement

Soutenue le 13 Mai 2015

Nouvelles approches des relations entre formulation et comportement différé des matériaux cimentaires : application aux bétons autoplaçants.

JURY

Président :	André LECOMTE , Professeur des universités, Université de Lorraine
Rapporteurs :	Farid BENBOUDJEMA , Maître de conférences HDR, ENS Cachan Anaclet TURATSINZE , Professeur des universités, INSA Toulouse
Examineurs :	Abdelhafid KHELIDJ , Professeur des universités, IUT de Saint Nazaire Philippe TURCRY , Maître de conférences, Université de La Rochelle
Invité :	Philippe SIGWALT , Ingénieur, Quille construction
Directeur de Thèse :	Ahmed LOUKILI , Professeur des universités, Ecole Centrale de Nantes
Co-encadrant de Thèse :	Emmanuel ROZIERE , Maître de conférences, Ecole Centrale de Nantes

Remerciements

Par ces quelques lignes, je tiens à remercier toutes les personnes qui ont participé de près ou de loin au bon déroulement de cette thèse, en espérant n'avoir oublié personne...

J'exprime mes remerciements à l'ensemble des membres de mon jury : **Anaclet Turatsinze, Farid Benboudjema, Abdelhafid Khelidj, André Lecomte et Philippe Turcry.**

Je souhaite exprimer ma profonde gratitude à **Ahmed Loukili** pour la confiance qu'il m'a témoignée en acceptant la direction de ma thèse. Pour sa maîtrise remarquable de notre domaine, sa disponibilité et sa sensibilité aux contextes personnels.

Je tiens à remercier **Emmanuel Rozière**. Je lui suis reconnaissant de m'avoir fait bénéficier de ses grandes compétences, de sa rigueur intellectuelle, de son dynamisme, et de son efficacité. Il a beaucoup facilité la longue traversée de mes années de doctorat, merci.

Je remercie Quille Construction (Bouygues Bâtiment Grand Ouest) chez qui j'ai passé 3 ans formidables sous la tutelle de **Philippe Sigwalt**. Je tiens vivement à le remercier, car malgré ses multiples tâches, il s'est beaucoup investi dans toutes les étapes du projet.

Je remercie aussi **Maryline Verbauwheide** et à travers elle Bouygues Construction, pour la participation active au suivi et à l'orientation des travaux.

Je n'oublie pas de remercier **David Chopin** qui nous a accompagnés pendant la première moitié de la thèse et son successeur **Estelle Breillat** qui nous ont ouvert les portes de VM matériaux (EDYCEM).

Je suis très reconnaissant envers **Anthony Soive** pour sa collaboration.

Je tiens à remercier les membres du laboratoire pour leur accompagnement et leur aide : **Jean-Pierre Regoin, Vincent Wisniewski et Patrick Denain.**

J'adresse toute ma gratitude à mes collègues au laboratoire pour leurs aides inconditionnelles pendant toute la durée de la thèse. Le grand esprit d'équipe dont ils font preuves, rend nos journées plus agréables.

Je garde toujours le meilleur pour la fin. Merci à ma chère mère mon éternel soutien, tout ce que je fais n'est que le fruit de ses efforts, et à mon père pour ses encouragements continus, sans eux je ne serais pas où j'en suis aujourd'hui. Je remercie ma future femme pour ses encouragements et ses sacrifices, malgré la grande distance. Je remercie ma sœur pour son amour et sa tendresse, mon frère pour ses sincères sentiments d'affection, et l'ensemble de ma famille. Avec vos encouragements j'ai pu accomplir tout cela.

A tous ceux pour qui ma réussite compte

Tables des matières

Remerciements	1
Tables des matières	2
Liste des figures	6
Liste des tableaux	18
Résumé:	22
Abstract:.....	23
Nomenclature.....	24
Introduction	29
Partie I : Du BAP vers l'EcoBAP	33
1 Particularités des BAP: contexte scientifique et industriel	34
1.1 La composition des BAP : particularités et définitions	34
1.2 Etat de l'art des recherches sur les BAP.....	36
1.2.1 Durabilité	36
1.2.2 Retrait et fissuration	37
1.3 La problématique industrielle	37
1.3.1 Contexte normatif actuel des bétons (NF 206-1)	37
1.3.2 Recommandations Professionnelles	38
1.3.3 Projet ECOBAP Bouygues.....	40
1.4 Bilan et problématique scientifique:	41
2 Méthodologie de formulation des ECOBAP	43
2.1 Bibliographie : Approche et outils.....	43
2.1.1 Présentation des différentes approches de formulation	43
2.1.2 Modèle d'empilement compressible :	45
2.2 Résultats et discussion	47
2.2.1 Données d'entrée relatives aux granulats.....	47
2.2.1.1 Mode opératoire.....	47
2.2.1.2 Compacité des granulats	48
2.2.2 Méthodologie de formulation.....	50
2.2.3 Formulation des BAP: du laboratoire au chantier	51
2.2.3.1 Méthodologie d'optimisation des compositions: mise en place de la procédure (Projet Quadr'Ile/Centrale Vertou)	51
2.2.3.2 Validation de la procédure.....	55
2.2.3.2.1 Projet Croix rouge (Centrale d'Héric)	55
2.2.3.2.2 Projet Résidence Athéna (Centrale de Rennes)	57
2.2.4 Analyse économique et environnementale	59
2.3 Bilan	61
Partie II : Comportement différé des BAP	63

3 Hydratation et retrait différentiel: étude des phénomènes et interprétation des mesures	64
3.1 Etat de l'art : approches et outils disponibles	65
3.2 Programme expérimental.....	69
3.2.1 Composition des bétons étudiés	69
3.2.2 Retrait et humidité relative	70
3.2.3 Porosité et hydratation	72
3.3 Résultats et discussion	74
3.4 Bilan	87
4 Effet de la taille sur le retrait à long terme	89
4.1 Bibliographie	90
4.1.1 Retrait : essais et modèles.....	90
4.1.2 Modélisation du séchage	91
4.2 Programme expérimental.....	92
4.2.1 Bétons étudiés.....	92
4.2.2 Procédures expérimentales	92
4.3 Résultats et discussion	94
4.3.1 Etude comparative des modèles mathématiques des modèles de retrait pour l'extrapolation des données expérimentales.	94
4.3.2 Etude approfondie à partir du modèle de Torben	97
4.3.3 Effet de la taille sur le retrait	101
4.3.4 Relation perte de masse - retrait	104
4.3.5 Analyse de l'effet de la taille	109
4.4 Bilan	113
5 Effet des conditions limites sur le retrait à long terme	116
5.1 Bibliographie : Approches et outils disponibles	116
5.1.1 Effet de la durée du coffrage	116
5.1.2 Effet de l'humidité relative ambiante.....	118
5.2 Programme expérimental.....	120
5.2.1 Effet de la durée du coffrage	120
5.2.2 Effet de l'humidité externe	121
5.3 Résultats et discussion	123
5.3.1 Effet de la durée du coffrage	123
5.3.2 Effet de l'humidité externe	133
5.4 Bilan	140
6 Effet de la formulation sur le retrait à long terme	142
6.1 Effet de l'addition: Approches et outils disponibles dans la bibliographie	143
6.2 Programme expérimental.....	145
6.2.1 Effet de la proportion d'addition	145
6.2.2 Effet du D_{\max}	147
6.3 Résultats et discussion	149
6.3.1 Effet de la proportion d'addition	149
6.3.1.1 Propriétés mécaniques	149
6.3.1.2 Exploitation des résultats.....	150
6.3.2 Effet du D_{\max}	152
6.4 Bilan	157

Partie III : Sensibilité à la fissuration des BAP	159
7 Sensibilité à la fissuration des bétons : étude bibliographique et modélisation	160
7.1 Bibliographie	162
7.1.1 Dalles de fissuration	162
7.1.2 Essais de fluage en traction	163
7.1.3 Essai TSTM (Temperature Stress Testing Machine)	163
7.1.4 Essai à l'anneau	164
7.2 Extraction des contraintes et des propriétés du béton à partir de l'essai de l'anneau..	167
7.2.1 Calcul élastique et taux d'empêchement	167
7.2.2 Indicateurs de la sensibilité à la fissuration	168
7.2.3 Approche quantitative de la sensibilité à la fissuration (Grasley modifié)	170
7.2.3.1 Présentation du dispositif expérimental	170
7.2.3.2 Détermination des contraintes dans l'anneau	171
7.2.3.3 Calcul viscoélastique	173
7.2.3.3.1 Présentation de l'approche	173
7.2.3.3.2 Prise en compte du saut de section	175
7.2.3.4 Détermination expérimentale des données d'entrée du calcul viscoélastique	177
7.3 Bétons et paramètres étudiés	178
7.3.1 Effet des conditions extérieures et de mise en œuvre sur la sensibilité à la fissuration des BAP	178
7.3.2 Effet de la formulation sur la sensibilité à la fissuration des BAP	178
7.3.2.1 Effet du volume de pâte	178
7.3.2.2 Effet de la nature de la pâte	179
7.3.2.3 Couplage des effets du volume de pâte et de la nature de la pâte	180
7.4 Bilan :	181
8 Sensibilité à la fissuration des bétons: influence de l'environnement et de la mise en œuvre	183
8.1 Programme expérimental et méthodologie d'analyse des données	184
8.1.1 Méthodologie de détermination des données d'entrée	184
8.1.2 Programme expérimental	186
8.2 Résultats et discussion	187
8.2.1 Approche expérimentale	187
8.2.1.1 Effet de l'humidité relative ambiante	187
8.2.1.2 Effet de la durée du coffrage	187
8.2.2 Approche qualitative	188
8.2.2.1 Effet de l'humidité relative ambiante	188
8.2.2.2 Effet de la durée du coffrage	190
8.2.3 Approche quantitative	190
8.2.3.1 Effet de l'humidité relative ambiante	190
8.2.3.1.1 Données d'entrée du modèle	190
8.2.3.1.2 Résultats et interprétations	192
8.2.3.2 Effet de la durée du décoffrage	195
8.2.3.2.1 Données d'entrée du modèle	195
8.2.3.2.2 Résultats et interprétations	197
8.3 Bilan	199
9 Sensibilité à la fissuration des bétons: influence de la formulation	201
9.1 Effet du volume de pâte	202
9.1.1 Etude de l'effet de la substitution du volume granulaire par de la pâte	202

9.1.2	Etude de la diminution du volume de la pâte couplée à l'augmentation du D_{\max}	204
9.2	Effet de la nature de pâte	206
9.2.1	Influence de la proportion de filler calcaire	206
9.2.1.1	Etude préliminaire	206
9.2.1.2	Projet ECOBAP.....	208
9.2.2	Comparaison de l'effet du filler calcaire et des cendres volantes	210
9.3	Effet du couplage des variations de volume et de nature de la pâte.....	214
9.4	Bilan	217
10	Bilan sur l'évaluation de la sensibilité à la fissuration	220
10.1	Evaluation des critères classiques de fissuration	220
10.2	Corrélations entre les indices de fissuration et les propriétés des bétons	224
10.3	Intervalles du risque de fissuration	227
10.4	Bilan	228
11	Conclusions et perspectives	230
11.1	Conclusions générales.....	230
11.2	Perspectives scientifiques	232
11.3	Perspectives technologiques et industrielles	233
	Références	235
12	Annexes.....	250

Liste des figures

Figure 1-1 production ds bétons selon leur classe en 2011 et 2012 [7]	34
Figure 1-2 Composition des BV et des BAP [8].....	35
Figure 1-3 Porosité de la pâte en fonction du rapport E_{eff}/L_{eq} pour les BV et les BAP [9]	36
Figure 1-4 Perméabilité de la pâte en fonction du rapport E_{eff}/L_{eq} pour les BV et les BAP [9]	36
Figure 1-5 Profondeur carbonatée en fonction du rapport des volumes d'addition et de ciment [9]	37
Figure 1-6 Valeurs du coefficient k selon la norme NF 206-1 [15].....	38
Figure 1-7: Essai d'étalement [18]	39
Figure 1-8: essai de stabilité au tamis [18].....	39
Figure 1-9 : Essai à la boîte en L [18]	40
Figure 2-1 : volume limite de blocage V_{bi} en fonction de l'espacement des armatures de la boîte en L et le diamètre d_i du granulat [8]	44
Figure 2-2 : Dispositif de mesure de compacité [38]	48
Figure 2-3 : Compacité des sables.....	49
Figure 2-4 Diorite concassée.....	49
Figure 2-5 Siliceux roulé 1	49
Figure 2-6 Siliceux roulé 2.....	49
Figure 2-7 : Compacité des gravillons	50
Figure 2-8 Etalement de la formule 2 optimisée	52
Figure 2-9 Etalement de la formule 2 V_p-20l	52
Figure 2-10 Etalement de la formule 2 V_p-40l	52
Figure 2-11 Etalement de la formule 3 optimisée	53
Figure 2-12 Etalement de la formule 3 -20l.....	53
Figure 2-13 Etalement de la formule 3 -40l	53

Figure 2-14 Coulage d'un voile sur le chantier de Quadr'île	55
Figure 2-15 Etat du parement lors du décoffrage du voile de Quadr'île	55
Figure 2-16 Taille des bulles sur le voile du chantier de Quadr'île.....	55
Figure 2-17 Remplissage d'une benne par du BAP, les graviers restent en surface	57
Figure 2-18 Voile sur le chantier de la Croix-rouge, bullage visible.....	57
Figure 2-19 Voile sur le chantier de la Croix-Rouge, bullage moins important.....	57
Figure 2-20 Voile sur le chantier de la Résidence Athéna, bullage faible	59
Figure 2-21 Impact environnemental des composants de différents bétons [40].....	59
Figure 3-1 Evolution de l'humidité interne et son influence sur le retrait et la microfissuration des bétons (Bazant [48]).....	65
Figure 3-2 Evolution des contraintes au sein du béton avec le séchage de la structure (Bazant [48]).....	66
Figure 3-3 Comparaison entre le retrait différentiel empêché et non empêché (Ayano [50]) .	66
Figure 3-4 Schéma explicatif pour les mesures de l'humidité relative interne (Grasley [55])	67
Figure 3-5 Evolution de l'humidité relative interne au sein du béton (Grasley [55]).....	67
Figure 3-6 Observation de la pénétration de l'eau dans le béton par imagerie neutronique (Wittmann [58]).....	68
Figure 3-7 Exemple de courbe de désorption (Baroghel [59]).....	69
Figure 3-8 Photo des mesures de retrait différentiel en continu (1 mesure/heure)	71
Figure 3-9 Schéma représentatif de la mesure de retrait différentiel en haut de l'éprouvette	71
Figure 3-10 Schéma représentatif de la mesure de retrait différentiel en bas de l'éprouvette	71
Figure 3-11 Photo de l'essai de mesure de l'humidité relative interne	72
Figure 3-12 Schéma des emplacements des capteurs d'humidité relative	72
Figure 3-13 Schéma de l'essai de la porosité accessible à l'eau	73
Figure 3-14 Calorimètre isotherme	74
Figure 3-15 Evolution du retrait de dessiccation en fonction du temps de l'éprouvette Ø163mm.....	75

Figure 3-16 Evolution du retrait de dessiccation en fonction du temps de l'éprouvette Ø163mm en échelle logarithmique	75
Figure 3-17 Mesure de retrait différentiel à des âges différents	76
Figure 3-18 Evolution de l'humidité relative interne dans le BAP	77
Figure 3-19 Modélisation du séchage au centre de l'éprouvette.....	78
Figure 3-20 Profil d'humidité relative expérimental.....	79
Figure 3-21 Profil d'humidité relative modélisé.	79
Figure 3-22 Evolution spatio-temporelle de la porosité à l'eau	79
Figure 3-23 Evolution spatio-temporelle de la porosité mercure.....	79
Figure 3-24 Evolution spatio-temporelle du diamètre médian des pores.....	80
Figure 3-25 Diagramme explicatif de la détermination des courbes de désorptions	81
Figure 3-26 Détermination du volume saturé à partir de la courbe d'intrusion de mercure	82
Figure 3-27 Courbes de désorption du BAP à différents âges et à des profondeurs différentes	82
Figure 3-28 Retraits différentiels calculés et mesurés à 28 jours.....	84
Figure 3-29 Contraintes calculées à 28 jours au long de l'éprouvette, avec et sans prise en compte du fluage	85
Figure 3-30 Variation du contenu granulaire selon la profondeur [83] [84].....	86
Figure 3-31 Evolution de l'hydratation du béton déduite de l'essai de calorimétrie	87
Figure 3-32 Retrait différentiel pour le béton vibré	87
Figure 4-1 Exemple d'extrapolation des mesures de retrait de dessiccation [90].....	91
Figure 4-2 Retrait à un mois en fonction du rayon de séchage	94
Figure 4-3 Retrait à quatre mois en fonction du rayon de séchage	94
Figure 4-4 Comparaison entre les trois modèles de retrait à partir d'un mois de données	96
Figure 4-5 Comparaison entre les trois modèles de retrait à partir d'un mois de données pendant les premiers cinquante jours	96
Figure 4-6 Comparaison entre les trois modèles de retrait à partir de deux mois de données .	96

Figure 4-7 Courbe de convergence du retrait selon la durée de mesure nécessaire pour $\Phi 78\text{mm}$	99
Figure 4-8 Courbe de convergence du retrait selon la durée de mesure nécessaire pour $\Phi 113\text{mm}$	100
Figure 4-9 Courbe de convergence du retrait selon la durée de mesure nécessaire pour $\Phi 163\text{mm}$	100
Figure 4-10 Retrait de dessiccation en fonction du temps pour le BAP-G	101
Figure 4-11 Retrait de dessiccation en fonction du $\log(t)$ pour le BAP-G.....	101
Figure 4-12 Retrait à long terme en fonction du carré du rayon de séchage.....	102
Figure 4-13 N_s en fonction du carré du rayon de séchage	102
Figure 4-14 Retrait de dessiccation en fonction de t^* pour le BAP-N.....	103
Figure 4-15 Retrait de dessiccation en fonction de t^* pour le BAP-R.....	103
Figure 4-16 Retrait de dessiccation en fonction de t^* pour le BAP-G.....	104
Figure 4-17 Retrait de dessiccation en fonction de t^* pour le BV^*	104
Figure 4-18 Perte de masse en fonction de t^* pour BAP-N	105
Figure 4-19 Perte de masse en fonction de t^* pour BAP-R	105
Figure 4-20 Perte de masse en fonction de t^* pour BAP-G	105
Figure 4-21 Perte de masse en fonction de t^* pour BV^*	105
Figure 4-22 Comparaison modèle-expérience pour les courbes de retrait-perde de masse	106
Figure 4-23 Retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse pour le BAP-N	108
Figure 4-24 Retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse pour le BAP-R.....	108
Figure 4-25 Retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse pour le BAP-G	108
Figure 4-26 Retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse pour le BV^*	108
Figure 4-27 Retrait de dessiccation en fonction de d	111
Figure 4-28 Evolution de la fraction sèche en fonction du rayon de l'éprouvette et de la profondeur de séchage.....	112

Figure 4-29 Une grande éprouvette à gauche et une petite à droite ramenées à une taille unitaire.....	113
Figure 5-1 Courbes d'hydratation pour des durées de cure différentes selon City & al. [70].	117
Figure 5-2 Evolution du degré d'hydratation sous différentes humidités relatives en fonction du temps [70].....	118
Figure 5-3 Schéma explicatif du décoffrage et des conditions de conservation des bétons ..	120
Figure 5-4 Enceinte climatique régulée en température et en humidité relative.....	122
Figure 5-5 Schéma explicatif du décoffrage et des conditions de conservation des bétons ..	122
Figure 5-6 Evolution de la résistance à la compression pour des éprouvettes décoffrées à des âges différents pour le BAP REF	124
Figure 5-7 Evolution de la résistance à la traction des éprouvettes décoffrées à des âges différents pour le BAP REF	124
Figure 5-8 Evolution du module d'Young pour des éprouvettes décoffrées à des âges différents pour le BAP REF	124
Figure 5-9 Evolution de la perte de masse pour les différentes durées de coffrage (BAP) ..	124
Figure 5-10 Essai de répétabilité pour le suivi de perte de masse (BAP)	124
Figure 5-11 Suivi de la perte de masse pour deux durées de coffrage différentes (BV)	126
Figure 5-12 Schéma explicatif de l'évolution des différentes eaux dans le béton.....	128
Figure 5-13 Evolution du retrait de dessiccation pour des durées de coffrage différentes (BAP)	129
Figure 5-14 Evolution du retrait de dessiccation pour des durées de coffrage différentes (BV)	129
Figure 5-15 Retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse (BAP)	129
Figure 5-16 Retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse (BV)	129
Figure 5-17 Retrait de dessiccation en fonction de d	130
Figure 5-18 Profondeur de séchage en fonction de la durée du coffrage.....	130
Figure 5-19 Mesure des profondeurs de carbonatation à 6mois d'exposition, de gauche à droite : 16h, 24h et 48h.....	130

Figure 5-20 Profondeur de carbonatation en fonction de la durée du coffrage pour le BAP REF.....	131
Figure 5-21 Profondeur de carbonatation en fonction de la profondeur de séchage.....	131
Figure 5-22 Essais de porosimétrie au milieu des éprouvettes décoffrées à 16h, 24h et 48h	132
Figure 5-23 Essais de porosimétrie à l'extrémité des éprouvettes décoffrées à 16h, 24h et 48h	132
Figure 5-24 Diamètre médian des pores en fonction de la durée du coffrage	133
Figure 5-25 La profondeur de carbonatation en fonction du diamètre médian des pores.....	133
Figure 5-26 Modélisation du séchage au cours du temps au centre et à l'extrémité des éprouvettes à 30%, 50% et 70% d'humidité relative	134
Figure 5-27 Evolution de la résistance à la compression en fonction du temps à 30% et 50% d'HR	135
Figure 5-28 Evolution de la résistance à la traction en fonction du temps à 30% et 50% d'HR	135
Figure 5-29 Evolution du module d'Young en fonction du temps à 30% et 50% d'HR	135
Figure 5-30 Evolution de la perte de masse du BAP 31% sous 30%, 50% et 70% d'humidité relative.....	135
Figure 5-31 Evolution de la perte de masse du BAP 46% sous 30%, 50% et 70% d'humidité relative.....	135
Figure 5-32 Evolution du temps caractéristique N_s en fonction de l'HR	136
Figure 5-33 Evolution du retrait à long terme en fonction de l'HR.....	136
Figure 5-34 Description idéalisée de l'eau dans les zones d'adsorption empêchée et de la transition avec les pores capillaires [123]	137
Figure 5-35 Evolution de la pression sur le squelette solide en fonction de l'humidité relative [124]	138
Figure 5-36 Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse pour des humidités relatives différentes selon Baroghel-Bouny [52].....	138
Figure 5-37 Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse du BAP 31% sous 30% et 50% d'humidité relative.....	138

Figure 5-38 Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse du BAP 46% sous 30%, 50% et 70% d'humidité relative	138
Figure 5-39 Différentiel de l'intrusion en log en fonction du diamètre des pores pour le BAP 46% à 30% d'HR.....	139
Figure 5-40 Différentiel de l'intrusion en log en fonction du diamètre des pores pour le BAP 46% à 50% d'HR.....	139
Figure 5-41 Evolution du diamètre médian des pores selon l'humidité relative	140
Figure 6-1 Influence des différents paramètres de formulation sur le retrait à 120 jours des BAP [10]	144
Figure 6-2 Influence du volume de pâte sur le retrait [11].....	144
Figure 6-3 Influence du volume de pâte sur la perte de masse [11].....	144
Figure 6-4 Effet du ratio de rigidité granulats/pâte sur le retrait de dessiccation des bétons [146]	145
Figure 6-5 (a) Empilement sec de particules soumis à un chargement uniaxial-(b) Béton assimilé à une empilement sec injecté avec de la pâte de ciment [19].....	145
Figure 6-6 Principe de formulation pour l'étude de l'effet du rapport $A/(A+C)$ sur le comportement à long terme.....	146
Figure 6-7 Principe de formulation des ECOBAP en augmentant la compacité et en diminuant le volume de pâte.....	148
Figure 6-8 Retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse.....	151
Figure 6-9 Evolution de l'hydratation du ciment en fonction du temps	152
Figure 6-10 Evolution de la porosité dans l'ITZ pour des bétons avec des petits et des gros graviers[156]	154
Figure 6-11 Courbes de retrait-perte de masse pour les trois BAP à D_{max} différents -données (1)-	155
Figure 7-1 Influence du retrait, du fluage et de la résistance sur la fissuration [162].....	161
Figure 7-2 Schéma représentatif des dalles [166]	163
Figure 7-3 Photo des dalles [167]	163
Figure 7-4 Essai de fluage en traction [170]	163

Figure 7-5 Schéma de l'essai de retrait empêché longitudinal [173]	164
Figure 7-6 Distribution des contraintes dans le cas d'un anneau circulaire et un anneau elliptique [163]	165
Figure 7-7 Influence des conditions de de séchage sur les déformations du béton et de l'acier de l'anneau : (a) retrait uniforme, (b) séchage en haut et en bas et (c) séchage circonferentiel [177]	166
Figure 7-8 Effet du sens de séchage de l'anneau sur les contraintes résultantes développées dans l'anneau [177]	166
Figure 7-9 Exemple d'estimation du risque de fissuration par la classification standard de l'ASTM C1581 [180]	169
Figure 7-10 Estimation du risque de fissuration de différents bétons [180]	169
Figure 7-11 Essai de fissuration à l'anneau avec la disposition de séchage adoptée	171
Figure 7-12 Schémas pour le calcul des contraintes dans l'anneau	171
Figure 7-13 Evolutions temporelles de la résistance à la traction et des contraintes développées dans l'anneau [179]	176
Figure 7-14 Coupe verticale pour la description de l'anneau	176
Figure 7-15 Schéma pour les différentes dimensions pour la prise en compte du saut de section	177
Figure 8-1 Exemple de la détermination des coefficients du modèle logarithmique destiné au calcul viscoélastique pour le retrait libre de l'anneau	185
Figure 8-2 Exemple de la détermination des coefficients du modèle exponentiel destiné au calcul viscoélastique pour le module de Young	185
Figure 8-3 Exemple de la détermination des coefficients du modèle puissance destiné au calcul viscoélastique pour les déformations de l'anneau	186
Figure 8-4 Evolutions des contraintes maximales du BAP 31% pour différentes humidités relatives ambiantes	187
Figure 8-5 Evolutions des contraintes maximales du BAP 46% pour différentes humidités relatives ambiantes	187
Figure 8-6 Evolutions des contraintes maximales du BAP 40% pour différents temps de décoffrage	188

Figure 8-7 Exemple de calcul du coefficient α pour le BAP 46% à différentes humidités relatives	189
Figure 8-8 Evolutions des déformations de l'anneau du BAP 31% à différentes humidités relatives ambiantes	192
Figure 8-9 Evolutions des déformations de l'anneau du BAP 46% à différentes humidités relatives ambiantes	192
Figure 8-10 Evolution du module de Young relaxé dans l'anneau pour le BAP 31% à des humidités relatives différentes	193
Figure 8-11 Evolution des contraintes réelles dans l'anneau pour le BAP 31% à des humidités relatives différentes	193
Figure 8-12 Evolution du module de Young relaxé dans l'anneau pour le BAP 46% à des humidités relatives différentes	194
Figure 8-13 Evolution des contraintes réelles dans l'anneau pour le BAP 46% à des humidités relatives différentes	194
Figure 8-14 Carte des Contraintes dans l'anneau pour le BAP 31% à HR=30%	194
Figure 8-15 Carte des contraintes dans l'anneau pour le BAP 31% à HR=50%	194
Figure 8-16 Carte des Contraintes dans l'anneau pour le BAP 46% à HR=30%	195
Figure 8-17 Carte des contraintes dans l'anneau pour le BAP 46% à HR=50%	195
Figure 8-18 Carte des contraintes dans l'anneau pour le BAP 46% à HR=70%	195
Figure 8-19 Evolutions des déformations de l'anneau du BAP 40% pour des durées de coffrage différentes	196
Figure 8-20 Evolution du module de Young relaxé dans l'anneau pour le BAP 46% à trois durées de coffrage	197
Figure 8-21 Evolution des contraintes réelles dans l'anneau pour le BAP 46% à trois durées de coffrage.....	197
Figure 8-22 Carte des Contraintes dans l'anneau pour un décoffrage à 16h	198
Figure 8-23 Carte des Contraintes dans l'anneau pour un décoffrage à 24h	198
Figure 8-24 Carte des contraintes dans l'anneau pour un décoffrage à 48h	198
Figure 9-1 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet du volume de pâte	202

Figure 9-2 Contraintes tangentielle réelles pour la variation du volume de pâte	204
Figure 9-3 Module de Young relaxé pour la variation du volume de pâte	204
Figure 9-4 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet du D_{max}	204
Figure 9-5 Contraintes tangentielle réelles pour l'étude de l'effet du D_{max}	206
Figure 9-6 Module de Young relaxé pour l'étude de l'effet du D_{max}	206
Figure 9-7 Coefficient de la relaxation en traction à 7 jours pour deux bétons avec deux coupures granulaires [188]	206
Figure 9-8 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire	207
Figure 9-9 Contraintes tangentielle réelles pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire	208
Figure 9-10 Module de Young relaxé pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire	208
Figure 9-11 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire	209
Figure 9-12 Contraintes tangentielle réelles pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire	210
Figure 9-13 Module de Young relaxé pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire	210
Figure 9-14 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire	211
Figure 9-15 Contraintes tangentielle réelles pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire	212
Figure 9-16 Module de Young relaxé pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire	212
Figure 9-17 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par des cendres volantes	213
Figure 9-18 Contraintes tangentielle réelles pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par des cendres volantes	214
Figure 9-19 Module de Young relaxé pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par des cendres volantes	214

Figure 9-20 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet de la variation du volume et de la nature de pâte (Filler calcaire).....	214
Figure 9-21 Contraintes tangentielles réelles pour l'étude de l'effet de la variation du volume et de la nature de pâte (Filler calcaire)	216
Figure 9-22 Module de Young relaxé pour l'étude de l'effet de la variation du volume et de la nature de pâte (Filler calcaire).....	216
Figure 9-23 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet de la variation du volume de pâte et de la nature de pâte (eau)	216
Figure 9-24 Contraintes tangentielles réelles pour l'étude de l'effet de la variation du volume de pâte et de la nature de pâte (Eau).....	217
Figure 9-25 Module de Young relaxé pour l'étude de l'effet de la variation du volume de pâte et de la nature de pâte (Eau)	217
Figure 10-1 Pourcentage des BAP fissurés avant 90 jours en fonction de la résistance à la compression à 28 jours.....	221
Figure 10-2 Pourcentage des BAP fissurés avant 90 jours en fonction du retrait à long terme	221
Figure 10-3 Pourcentage des BAP fissurés avant 90 jours en fonction de $\sigma_{(28j)}/0,51.f_{t(28j)}$	222
Figure 10-4 Pourcentage des BAP fissurés avant 90 jours en fonction de $\sigma_{Exp(28j)}/f_{t(28j)}$	223
Figure 10-5 Pourcentage des BAP fissurés avant 90 jours en fonction du rapport eau liant équivalent	223
Figure 10-6 Pourcentage des BAP fissurés avant 90 jours en fonction du volume de pâte...	224
Figure 10-7 Carte des indices de fissuration en fonction du temps critique et de la pente des courbes de déformation de l'anneau.....	224
Figure 10-8 Carte des indices de fissuration en fonction de la cinétique du retrait et de la résistance à la compression à 28j	225
Figure 10-9 Carte des indices de fissuration en fonction du retrait à long terme et de la résistance à la compression à 28 j	226
Figure 10-10 Carte des indices de fissuration en fonction du retrait à long terme et de la cinétique du retrait.....	226
Figure 12-1 Evolution du module d'Young au cours du temps des deux BAP	272
Figure 12-2 Evolution de la résistance à la compression au cours du temps des deux BAP .	272

Figure 12-3 Evolution du retrait de dessiccation pour le BAP 31% sous 30%, 50% et 70% d'humidité relative	272
Figure 12-4 Evolution du retrait de dessiccation du BAP 46% sous 30%, 50% et 70% d'humidité relative	273
Figure 12-5 Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la profondeur caractéristique d, pour le BAP 31% sous 30% et 50% d'humidité relative	273
Figure 12-6 Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la profondeur caractéristique d, pour le BAP 46% sous 30%, 50% et 70% d'humidité relative	273
Figure 12-7 Différentiel de l'intrusion en log en fonction du diamètre des pores pour le BAP 31% à 30% d'HR.....	274

Liste des tableaux

Tableau 1-1 Exemple de calcul du volume de pâte pour deux BAP	35
Tableau 1-2 : critères de l’AFGC [4]	40
Tableau 1-3 Cahiers des charges de Quille Construction pour les BAP	41
Tableau 2-1 : Résultats des essais pour la diminution du volume de pâte	53
Tableau 2-2 : Résultats des essais pour le dosage du de l’adjuvantation	53
Tableau 2-3 : Formulations des BAP testés sur le chantier de Quadr’île	54
Tableau 2-4 : Essais sur les fabriqués en centrale	54
Tableau 2-5 : Formulations des BAP de la centrale d’Héric.....	56
Tableau 2-6 : Formulations des BAP de Rennes.....	58
Tableau 2-7 Emission CO ₂ et prix des constituants du béton	60
Tableau 2-8 Emission CO ₂ et prix des BAP par m ³	61
Tableau 3-1 Formulation des bétons pour l’étude du retrait différentiel.	70
Tableau 3-2 Récapitulatif des essais réalisés sur les éprouvettes de diamètre 163mm.....	74
Tableau 3-3 Données pour la modélisation du séchage	78
Tableau 3-4 Résultats des mesures de porosité à l’eau sur des échantillons représentant le bord et la peau des BAP	86
Tableau 4-1 Formulation des BAP et du béton vibré.....	92
Tableau 4-2 Les propriétés mécaniques des BAP et du béton vibré.....	93
Tableau 4-3 Durée nécessaire pour les mesures de retrait selon la taille de l’éprouvette.....	99
Tableau 4-4 Cinétiques et retraits à long-terme extrapolés.....	102
Tableau 4-5 Paramètres de calage pour N _s	103
Tableau 4-6 Paramètres de calibration pour le modèle de retrait de dessiccation-perte de masse	106
Tableau 4-7 Paramètres calibrés sur la partie linéaire des courbes retrait-perte de masse	109

Tableau 4-8 Profondeur de séchage calculée pour les différentes formulations.....	111
Tableau 5-1 Mécanismes de retrait en fonction de l'humidité relative selon Benboudjema [124] et Soroka [130].	120
Tableau 5-2 Composition des bétons utilisés pour l'étude de l'effet de la durée du coffrage	121
Tableau 5-3 Récapitulatif des différents essais réalisés avec les différents bétons pour le chapitre 5.	122
Tableau 5-4 Compositions des BAP utilisés dans l'étude de l'effet de l'humidité relative ambiante	123
Tableau 5-5 Données d'hydratation et de séchage pour les différentes durées de coffrage ..	126
Tableau 5-6 Comparatif des données d'hydratation et de séchage entre les différentes périodes	127
Tableau 5-7 Données pour la modélisation du séchage	134
Tableau 5-8 Coefficients du modèle de Torben pour le retrait de dessiccation pour les différentes humidités relatives.	136
Tableau 5-9 Profondeur de séchage pour les deux BAP	139
Tableau 6-1 Formulations et propriétés mécaniques des BAP pour l'étude de l'effet du taux d'addition en filler calcaire	147
Tableau 6-2 Formulations et propriétés mécaniques des BAP pour l'étude de l'effet D_{max} .	149
Tableau 6-3 N_s temps nécessaire pour atteindre la moitié du retrait final, et le retrait à long terme pour les trois BAP	150
Tableau 6-4 Profondeur de séchage pour les trois compositions de BAP	151
Tableau 6-5 Compacité et épaisseur maximale de pâte calculée pour les trois formulations de BAP	153
Tableau 6-6 N_s temps nécessaire pour atteindre la moitié du retrait final, et le retrait à long terme pour les trois BAP	154
Tableau 6-7 Profondeur de séchage en fonction des trois BAP à D_{max} différents	156
Tableau 7-1 Classification de la sensibilité à la fissuration selon l'ASTM C1581 [161]......	168
Tableau 7-2 Classification de la sensibilité à la fissuration avec le critère intégré par Kovler [179]	169

Tableau 7-3 Comparaison entre les données d'entrée entre la méthode de Grasley et celle modifiée.....	175
Tableau 7-4 Composition des BAP de l'étude de l'effet du volume de pâte [10]	179
Tableau 7-5 Compositions des BAP pour l'étude de l'effet des additions à volume pâte constant.....	180
Tableau 7-6 Compositions des BAP des études de l'effet de la variation du volume de pâte par variation du taux d'addition ou de la quantité d'eau [10]	181
Tableau 8-1 Récapitulatif des conditions d'essai et des BAP utilisés dans cette partie.....	186
Tableau 8-2 Estimation du risque de fissuration du BAP 30% en fonction de l'humidité relative ambiante [179].....	189
Tableau 8-3 Estimation du risque de fissuration du BAP 46% en fonction de l'humidité relative ambiante [179].....	190
Tableau 8-4 Estimation du risque de fissuration du BAP 40% en fonction de la durée du coffrage [179].....	190
Tableau 8-5 Paramètres du calcul du retrait pour les BAP 31% et BAP 46% sous différentes humidités relatives.....	191
Tableau 8-6 Paramètres du calcul du module de Young pour les BAP 31% et BAP 46% sous différentes humidités relatives	191
Tableau 8-7 Paramètres du calcul des déformations de l'anneau pour les BAP 31% et BAP 46% sous différentes humidités relatives	192
Tableau 8-8 Paramètres de calcul du retrait pour le BAP 40% avec trois durées de coffrage différentes.....	196
Tableau 8-9 Paramètres de calcul du module de Young pour le BAP 40% avec trois durées de coffrage différentes	196
Tableau 8-10 Paramètres de calcul de la déformation de l'anneau pour le BAP 40% avec trois durées de coffrage différentes	197
Tableau 8-11 Effet de la durée du coffrage sur le comportement global du BAP	198
Tableau 9-1 Indicateurs du risque de fissuration pour la variation du volume de pâte.....	202
Tableau 9-2 Paramètres de calcul pour l'étude de l'effet du volume de pâte	203
Tableau 9-3 Indicateurs du risque de fissuration pour l'étude de l'effet du D_{\max}	205

Tableau 9-4 Paramètres de calcul pour l'étude de l'effet du D_{\max}	205
Tableau 9-5 Indicateurs du risque de fissuration pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire.....	207
Tableau 9-6 Paramètres de calcul pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire.....	208
Tableau 9-7 Indicateurs du risque de fissuration pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire.....	209
Tableau 9-8 Paramètres de calcul pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire.....	210
Tableau 9-9 Indicateurs du risque de fissuration pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire puis par des cendres volantes	211
Tableau 9-10 Paramètres de calcul pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire puis par des cendres volantes	212
Tableau 9-11 Indicateurs du risque de fissuration pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par des cendres volantes	213
Tableau 9-12 Indicateurs du risque de fissuration pour l'étude de l'effet de la variation du volume de pâte et de la nature de pâte (Filler calcaire).....	215
Tableau 9-13 Paramètres de calcul pour l'étude de l'effet de la variation du volume de pâte et de la nature de pâte.....	215
Tableau 9-14 Indicateurs du risque de fissuration pour l'étude de l'effet de la variation du volume de pâte et de la nature de pâte (eau)	217
Tableau 10-1 Classification de la base de données des BAP étudiés en fonction du risque de fissuration.....	228
Tableau 12-1 Résistance à la traction mesurée par fendage à différents âges pour les trois BAP	275
Tableau 12-2 Module d'Young à différents âges pour les trois BAP	275
Tableau 12-3 Résistance à la traction mesurée par fendage à différents âges pour les trois BAP	275
Tableau 12-4 Module d'Young à différents âges pour les trois BAP	275

Résumé:

L'exposition des matériaux cimentaires à la dessiccation est une problématique courante des projets de bâtiments et de génie civil. Elle est à l'origine du retrait de dessiccation dont l'empêchement dans la structure peut conduire à la fissuration. Le lien entre retrait et fissuration nécessite une bonne connaissance du comportement différé et à long terme des matériaux cimentaires. Aujourd'hui, les multiples avantages des bétons autoplacants (BAP) ont pour conséquence une utilisation croissante. Malheureusement, les bases de données et les relations empiriques acquises sur les bétons vibrés ne sont pas toujours adaptées aux bétons modernes. Cette thèse a permis de développer de nouvelles approches du comportement différé des matériaux cimentaires. Ces approches ont été appliquées aux BAP, avec pour objectifs de limiter leur coût et leur impact environnemental. L'équilibre entre fluidité et stabilité à l'état frais et comportement à long terme représente l'une de ces difficultés, car les deux dépendent de la nature et de la quantité de pâte. Une méthode de formulation rationnelle est donc développée. Les déformations différées et l'évolution de la microstructure sont étudiées en parallèle dans le but d'améliorer les procédures expérimentales et l'interprétation des mesures de retrait. Trois paramètres d'accélération des essais de retrait sont analysés. La diminution de la taille des éprouvettes intervient au niveau du rayon de séchage et montre l'existence d'un effet de peau, la diminution de l'humidité externe met en jeu des phénomènes physiques complexes, et finalement les variations de l'échéance de décoffrage modifient la finesse du réseau poreux. La synthèse de ces résultats permet d'établir une procédure d'étude de l'effet de la formulation sur le retrait, puis son influence sur la sensibilité à la fissuration. Pour ce faire, une approche couplant une méthode empirique et un calcul viscoélastique est développée. Le risque de fissuration est alors quantifié et expliqué en prenant en compte les différentes propriétés du matériau. Finalement, une base de données de trente bétons est constituée et des tendances générales par rapport à la sensibilité à la fissuration sont dégagées.

Abstract:

Most of building and structures are concerned by the issue of cement-based materials exposed to drying. Restrained drying shrinkage may lead to cracking. Understanding how shrinkage induces cracking requires a good characterization of delayed behavior of cement-based materials. The benefits of Self-consolidating concrete (SCC) allow a growing share in the concrete market. Unfortunately, the existing know-how is not always adapted to the necessary technological knowledge. This thesis allowed the development of new approaches to investigate the delayed behavior of cement-based materials. They were applied to SCC, in order to improve at the same time their cost and carbon footprint. For instance, the nature and volume of the paste and granular skeleton should be optimized to control the workability and the long-term behavior. A procedure is developed to improve the mix-design of SCC. To understand the delayed deformation, microstructure evolution is experimentally studied. Three parameters are investigated to accelerate shrinkage tests. The reduction of cross section shows the existence of a wall effect, the decrease in relative humidity triggers physical phenomena, which become predominant in the most severe conditions, and finally the influence of earlier removal of formworks is explained by porous computation. The effects of mineral admixture on shrinkage and cracking sensitivity are then studied. This comprehensive experimental study shows that shrinkage strain is one of the parameters determining cracking risk, but not the only one. Thus, an approach combining an empirical method and a viscoelastic calculation is proposed to quantify and explain the cracking sensitivity. Finally, a database of 30 concretes is constituted. It allows showing general trends between different material properties and the cracking sensitivity.

Nomenclature

Partie 1

ϕ concentration solide

ϕ^* compacité du squelette obtenue pour un indice de serrage K_0

A quantité d'addition prise en compte dans le liant équivalent (kg/m^3) NF 206-1

A_0 constante de calibration déterminée à l'aide d'essais au rhéomètre

$a_{i,j}$ coefficient empirique, qui sert à modéliser les effets de desserrement d'une classe sur une autre

B_0 constante de calibration déterminée à l'aide d'essais au rhéomètre

$b_{i,j}$ coefficient empirique, qui sert à modéliser les effets de parois d'une classe sur une autre

C compacité apparente

d masse volumique en kg/m^3

d_i diamètre du tamis i (mm)

D_{\max} dimension du tamis par lequel passent 95 % du granulat

D_{moyen} diamètre moyen des granulats (mm)

e_{mini} distance moyenne entre les granulats minimale pour fluidifier le béton (mm)

EMP épaisseur maximale de pâte

g volume de granulat dans une unité de volume de béton

g^* compacité réelle (densité de l'arrangement quand les granulats sont en contact)

k coefficient d'activité normalisé des additions (NF 206-1)

K' indice de serrage

K'_i indice de serrage de chaque classe granulaire d_i

$L_{\text{ég}}$ liant équivalent (NF 206-1)

m_i masse de granulats sur le tamis i (kg)

N_g rapport entre la masse de gravillon et la masse totale de granulats

p_{gi} proportion dans le gravillon du diamètre d_i (%)

p_{si} proportion dans le sable du diamètre d_i (%)

S_p dosage en superplastifiant

S_p^* dosage à saturation en superplastifiant

V volume total final en m^3

V_{bi} volume limite de granulats de taille d_i

V_{fmini} volume de pâte minimal nécessaire pour garantir le caractère auto-plaçant du béton

V_{vides} porosité du mélange de sable et de gravillon, mesurée selon la norme américaine ASTM C29/C29M

y_j proportion volumique des grains de diamètres d_j dans l'empilement

β_i compacité virtuelle des grains d_i

γ compacité virtuelle

γ_i compacité virtuelle partielle des grains de diamètre d_i

μ viscosité du béton

ρ_g masse volumique du gravillon (kg/m^3)

ρ_s masse volumique du sable (kg/m^3)

τ_0 seuil de cisaillement du béton

Partie 2

ϕ porosité

a_0 , b_0 et c_0 représentent des paramètres de calage du retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse

b coefficient de Biot

C le contenu en ciment de la formule en (kg/m^3)

d diamètre de l'éprouvette (m)

D le coefficient de transport de l'eau

E module de Young

e_a épaisseur de la couche d'eau adsorbée

$E_{eva}(\infty)$ Eau évaporée à long terme

$E_{hyd}(t_0)$ Eau liée par hydratation

E_{ini} Eau initialement contenue dans le béton

f_d fraction volumique correspondant à δ

g est la fraction granulaire dans la composition du béton

g^* est la compacité du squelette granulaire

h humidité relative

J_0 et J_1 les fonctions de Bessel d'ordre zéro et un

M masse molaire (g/mol)

M_{air} masse dans l'air libre d'un corps d'épreuve de béton préalablement imprégné à l'eau sous vide

M_{sec} masse à l'état sec

M_{eau} masse apparente dans l'eau d'un corps d'épreuve de béton préalablement imprégné à l'eau sous vide

m_f masse d'eau libre par 1m^3 de béton (kg/m^3)

N_s temps nécessaire pour atteindre la moitié du retrait à long-terme

P_c pression capillaire (Pa)

P_g pression du gaz (Pa)

P_L pression du liquide (Pa)

Q chaleur (J)

q terme puit ou une source massique d'eau

Q_{infinie} chaleur ultime (J)

r rayon du pore (m)

R constante universelle des gaz parfaits ($\text{J} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)

R_0 le rayon du cylindre

$R_0 \alpha_n$ les racines de la fonction de Bessel d'ordre 0

RH_i humidité relative initiale

RH_l humidité relative limite

R_m rayon moyen initial des grains de ciment

S saturation

s surface de séchage du spécimen

$S(t)$ cinétique du retrait

S_d surface de séchage (m^2)

T température (K)

t^* racine carrée du temps rapporté au rayon de séchage

t_0 temps du début du séchage

V volume de l'échantillon

v volume du spécimen

W est le contenu en eau efficace des bétons en kg/m^3

w_* est la valeur ultime du ratio de l'eau chimiquement liée par rapport au ciment (kg/kg)

A est le degré d'hydratation à 24h

α pente de N_s e fonction du h_0^2

α_m angle de contact (rad)

β ordonnée à l'origine de N_s en fonction du h_0^2

δ profondeur de séchage

Δm perte de masse (kg)

ε^∞ amplitude du retrait de dessiccation

ε_{cr} Déformation de fluage

ε^{dess} retrait de dessiccation

ε_{el} déformation élastique

ε_{sh} le retrait libre calculé

ε_T le retrait libre total mesuré

λ masse d'eau consommée par masse de ciment hydratée

ν coefficient de Poisson

ρ_e densité de l'eau (kg/m^3)

ρ_w masse volumique de l'eau (kg/m^3)

σ contraintes développées au sein du béton

σ_{cap} pression capillaire (Pa)

τ constante temporelle traduisant la dépendance de la taille

ϕ coefficient de fluage

Partie 3

a , b et c caractéristiques géométriques de l'anneau.

A , B paramètres de calage des courbes de déformation de l'anneau.

A_c section transversale du béton (m^2)

A_{st} section transversale d'acier (m^2)

$d\varepsilon_e$ incrément de déformation élastique

$d\varepsilon_{flu}$ incrément de déformation de fluage

$d\varepsilon_{total}$ incrément de retrait

$d\sigma$ incrément de contrainte

$E_c(t)$ module d'Young du béton à l'instant t (GPa)

E^c module de Young de l'anneau en béton (GPa).

E^s ou E_{st} module de Young de l'anneau interne en acier (GPa).

G constante proposée par l'ASTM pour le calcul du risque de fissuration (GPa)

h_c épaisseur de l'anneau en béton (m)

h_{st} épaisseur de l'anneau en acier (m)

k et λ paramètres de calibrage de la fonction du vieillissement

k_0 constante de régression ($\mu\text{m}/\text{m}$)

q taux d'augmentation des contraintes dans l'échantillon (MPa/j)

r_{ic} rayon interne de l'anneau en béton (m)

r_{is} rayon interne de l'anneau en acier (m)

r_{oc} rayon externe de l'anneau en béton (m)

r_{os} rayon externe de l'anneau en acier (m)

s variable dans le domaine de Laplace.

t' âge du début de l'application du déplacement (début de séchage) (j).

t_{cr} temps de fissuration ou de fin de l'essai (j)

α et β coefficients de calibration pour les courbes de déformation de l'anneau

ε_a déformation tangentielle mesurée sur la face interne de l'anneau en acier ($\mu\text{m}/\text{m}$).

ε^f retrait libre ($\mu\text{m}/\text{m}$).

ν^c coefficient de Poisson de l'anneau externe en béton, et ν^s le coefficient de Poisson de l'anneau interne en acier.

Φ coefficient de fluage

Introduction

Aujourd'hui, le béton est le matériau de construction le plus utilisé au monde : environ un mètre cube par an et par personne [1], deux tiers des habitations [2]. Le composant essentiel de ce matériau est le ciment qui est constitué majoritairement de clinker. La production de ce dernier est responsable approximativement de 5% des émissions de gaz à effet de serre [3], l'une des causes principales du réchauffement climatique. De plus la quête perpétuelle de granulats adaptés dont le sable a conduit à la surexploitation de 75 % des plages de la planète [2]. Le développement des nouvelles compositions de bétons doit donc tenir compte de ces problématiques environnementales.

La connaissance des problématiques liées au comportement différé des bétons n'est pas nouvelle. En 1912, lors de la construction du pont du Veudre, l'ingénieur français Eugène Freyssinet découvre les conséquences du retrait et du fluage, phénomènes qui n'étaient pas pris en compte dans le règlement français de béton armé de 1906. Puis en 1929, il invente le béton précontraint. L'optimisation de cette technique conduit au développement des bétons hautes performances (BHP) à la fin des années quatre-vingt, puis des bétons fibrés à ultra hautes performances (BFUP) afin de réduire les déformations différées. La formulation de ces bétons repose en bonne partie sur l'utilisation de superplastifiants, qui permettent d'obtenir des bétons fluides, et donc de développer les bétons autoplaçants (BAP) dans les années 1990. L'interaction entre la formulation des matériaux cimentaires et leur comportement différé est donc une problématique récurrente qui sera traitée ici dans le cadre de l'optimisation de la composition des BAP.

L'utilisation des BAP est croissante grâce aux différents avantages qu'ils présentent par rapport aux bétons vibrés (BV). On peut citer l'élimination de la vibration et ses conséquences comme les nuisances sonores pour l'environnement et les maladies neurosensorielles pour les compagnons. On note aussi que le risque d'accident sur les chantiers réalisés exclusivement en BAP est plus faible (Quille Construction). En effet, le rétablissement de la communication directe entre les différentes personnes permet de mieux prévenir les dangers.

Les BAP sont apparus après de longues décennies d'utilisation des bétons vibrés. Cette durée a permis non seulement une bonne maîtrise du matériau mais aussi l'accumulation d'habitudes et de bases de données qui peuvent être remises en cause avec les nouvelles générations de bétons tels que les BAP. Ainsi, le seuil minimal des connaissances et du savoir-faire pour la formulation ou l'utilisation des bétons est devenu plus élevé qu'auparavant. Une remise en question des différents axiomes du domaine est devenue nécessaire.

En France, le projet national PN B@P (2001-2006) a rassemblé des Entreprises et des Laboratoires de recherche, pour une meilleure maîtrise des BAP. L'objectif était l'étude des procédures de production et de mise en œuvre. Il s'agissait aussi de vérifier si le comportement mécanique aux états frais et durci diffère de celui des bétons ordinaires. Le Laboratoire GeM de l'Ecole Centrale de Nantes a travaillé sur deux axes du projet : prise et durcissement puis retrait et fluage.

Dans ce nouveau contexte d'utilisation des BAP, il faut prévenir une pathologie courante des bétons de bâtiment, en particulier des voiles. Des fissurations à long terme peuvent apparaître sans qu'on puisse à priori les expliquer. Elles sont souvent d'abord attribuées à des problèmes structuraux, mais une analyse approfondie montre que de nombreux cas de fissuration sont dus aux divers effets de la formulation sur le comportement à long terme.

Au niveau des fabricants de béton prêt à l'emploi, la société VM matériaux constitue l'une des entreprises qui a noué des relations avec le Laboratoire de recherche GeM pour améliorer ses connaissances et son savoir-faire sur ce sujet. Une thèse CIFRE est lancée dès 2000 pour comprendre l'influence de la formulation sur le retrait et la fissuration des BAP. En 2004, Ph. Turcry conclut que *les BAP présentent [à l'état durci] le même potentiel de fissuration due au retrait que des bétons ordinaires, de même résistance et fabriqués avec les mêmes constituants, à condition de rester homogènes une fois en place*. Pour les entreprises de construction, les avantages présentés par les BAP ont poussé Bouygues Construction à généraliser son utilisation en 2010. De nouvelles problématiques sont alors apparues. Comment obtenir des formulations de BAP écologiques et économiques avec des granulats locaux a priori peu favorables ? Comment expliquer et éviter les fissurations qui apparaissent à long terme ? Une collaboration est alors née entre VM matériaux et Quille Construction, la filiale de Bouygues dans la partie Nord-Ouest de la France, pour répondre à ces questions. Une nouvelle thèse CIFRE est alors lancée avec le Laboratoire GeM de l'Ecole Centrale de Nantes, et le projet décrit dans ce document voit le jour. Pour répondre à cette problématique, le travail de thèse s'est orienté vers l'étude de la relation entre la formulation, les conditions extérieures, la mise en œuvre et le potentiel fissurant des BAP.

Le travail effectué dans cette thèse est présenté selon trois axes. Le premier traite des questions pratiques liées au contexte normatif, de l'état des connaissances scientifiques et de la problématique de l'évolution des formules actuelles vers des « ECOBAP » (BAP plus écologiques et plus économiques). Le deuxième axe consiste à comprendre l'un des paramètres majeurs du comportement différé à savoir le retrait, puisque l'empêchement de cette déformation dans les structures (retrait empêché) est source de contraintes à l'origine de la sensibilité à la fissuration. Le troisième axe est dédié à l'évaluation des méthodes existantes pour la détermination du comportement différé, et en parallèle à la compréhension de l'effet des différents paramètres de formulation, d'environnement et de mise en œuvre sur la sensibilité à la fissuration.

La première partie de ce document commence par la présentation du contexte normatif et scientifique actuel des BAP (Chapitre 1). Nous y présentons aussi les conditions réelles de fabrication et de mise en place. Actuellement, le nombre important de contraintes augmente la difficulté de la formulation des BAP. Pour cette raison nous exposons dans le Chapitre 2 le développement d'une procédure de formulation, qui tient compte des exigences industrielles et de production ainsi que des difficultés de mise en œuvre sur chantier. En parallèle la réduction du coût de production et des émissions de CO₂ est aussi visée.

Au début de la deuxième partie au Chapitre 3 nous essayons de comprendre le retrait des BAP, les différents mécanismes et l'interaction entre eux. Ainsi, le retrait différentiel et le

couplage hydratation/séchage font l'objet d'une étude approfondie. Le deuxième objectif analysé dans le Chapitre 4 est le passage des essais de laboratoire vers le comportement réel des structures. Ce passage se fait en étudiant l'effet de taille. L'accélération des essais par diminution des dimensions des éprouvettes est discutée. Le contrôle des conditions extérieures pourrait aussi représenter une méthode de diminution de la durée des essais. Ainsi, la réduction de l'humidité relative et le décoffrage rapide des éprouvettes sont étudiés dans le Chapitre 5. Après la justification d'une méthodologie d'analyse des essais de retrait, nous l'appliquons dans le Chapitre 6 pour la compréhension de l'effet de quelques paramètres de formulation importants sur les déformations à long terme.

Dans la dernière partie dédiée à la fissuration des BAP, nous commençons par la présentation dans le Chapitre 7 des différentes méthodes existantes pour déterminer la sensibilité à la fissuration. Une méthodologie est alors proposée dans le Chapitre 8 pour l'évaluation et la compréhension du risque à partir des différentes approches, puis de la détermination de l'effet des conditions externes sur la sensibilité à la fissuration. Nous validons l'approche présentée dans le Chapitre 9 en étudiant l'effet des paramètres de formulation sur le potentiel de fissuration. Finalement, nous constituons une base de données dans le dernier chapitre qui nous permet de réaliser une étude multicritères sur l'effet des différentes propriétés du matériau sur sa sensibilité à la fissuration.

Partie I : Du BAP vers l'EcoBAP

Partie I: Chapitre 1

Particularités des BAP: contexte scientifique et industriel

Historiquement, le Béton Autoplaçant (BAP) a été mis en place pour la première fois au Japon dans les années quatre-vingt. Deux raisons expliquent ce développement. La première est la haute sismicité de la région qui impose un ferrailage dense des structures, rendant la mise en œuvre du béton très délicate. La deuxième concerne la vibration du béton qui augmente la pénibilité du travail et réduit l'attractivité du poste pour la nouvelle génération et la main d'œuvre qualifiée. Du fait de sa capacité à s'écouler sous son poids propre, il était connu au départ sous le nom de béton fluide. Aujourd'hui il porte l'appellation anglaise SCC qui signifie Self-Compacting Concrete ou Self-Consolidating Concrete. Le guide édité par l'AFGC (Association Française de Génie Civil) donne la définition suivante: "Béton très fluide, homogène et stable, mis en œuvre sans vibration (la compaction s'effectue par le seul effet gravitaire)" [4].

L'utilisation des BAP se répand pour les avantages multiples qu'ils s'offrent: sécurité/confort (pour les ouvriers), économie (temps, ragréage), qualité, créativité (voile sans reprise, forme architecturale complexe). En France, les premières expérimentations sur les BAP remontent au milieu des années 1990, grâce notamment aux progrès réalisés par les fabricants d'adjuvants qui ont mis au point des produits tels que des fluidifiants et des agents de cohésion, permettant de fluidifier le béton tout en évitant sa ségrégation. Leur utilisation tend à croître même si elle reste encore faible. Il n'y a pas unanimité entre les différentes statistiques publiées. La part de marché est estimée entre 1% à 4% en 2004 [5], elle est estimée à 3% en 2007 [6], puis de 2% en 2011 et en 2012 selon l'ERMCO [7] (Figure 1-1).

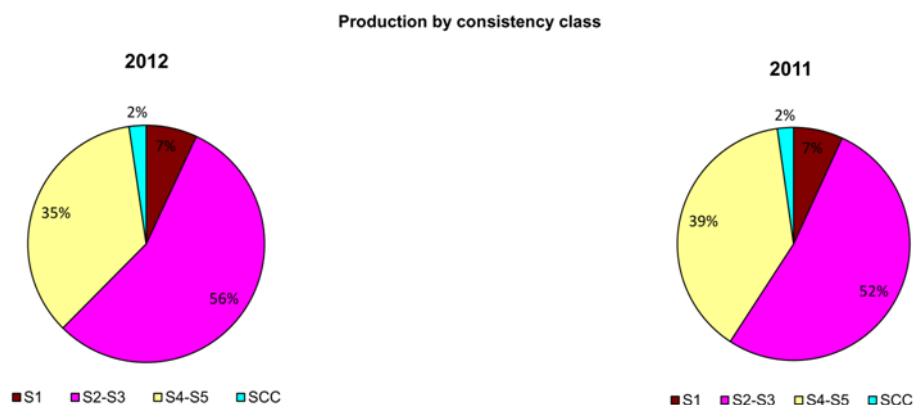


Figure 1-1 production des bétons selon leur classe en 2011 et 2012 [7]

1.1 La composition des BAP : particularités et définitions

Les BAP ont un volume de pâte plus élevé, un volume granulaire plus faible et contiennent généralement des additions comme le montre la Figure 1-2.

Le volume de pâte est l'une des notions importantes définissant le comportement des bétons en général et des BAP en particulier. Il peut être calculé avec ou sans prise en compte des fines des granulats. Pour harmoniser nos études nous choisissons de le considérer comme étant la somme des volumes de ciment, des additions, de l'eau efficace, des adjuvants, de l'air occlus et des fines inférieures à 125 μm selon l'AFGC [4]. Cela correspond au diamètre maximal du filler calcaire utilisé (1-1).

$$V_p = V_{\text{ciment}} + V_{\text{addition}} + V_{\text{eau efficace}} + V_{\text{adjuvant}} + V_{\text{air occlus}} + V_{\text{fines} < 125\mu\text{m}} \quad (1-1)$$

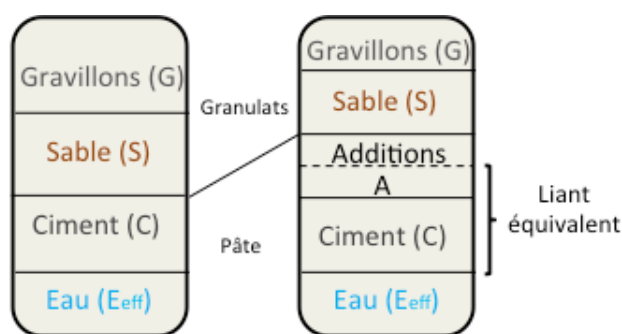


Figure 1-2 Composition des BV et des BAP [8]

Tableau 1-1 Exemple de calcul du volume de pâte pour deux BAP

<i>Granulats</i>	<i>BAP avec sable marin</i>	<i>BAP avec sable concassé</i>
Gravier 4/12 (kg/m^3)	836	540
Gravier 12/20 (kg/m^3)	-	440
Sable concassé (kg/m^3)	-	890
Sable marin (kg/m^3)	824	0
Ciment (kg/m^3)	283	385
Filler (kg/m^3)	192	0
Eau (kg/m^3)	185	162
Superplastifiant (kg/m^3)	3,75	4,95
Volume de pâte (l/m^3) ¹	350	289
Volume de pâte + fines 63 μm (l/m^3) ²	353	313
Volume de pâte + fines 125 μm (l/m^3)	359	356

La définition de ce volume de pâte est très importante, puisqu'elle impacte les valeurs obtenues. Le Tableau 1-1 donne l'exemple de deux formulations de bétons, la première contient un sable marin avec 3% de fines inférieures à 125 μm et 0.9% de fines inférieures à 63 μm . La deuxième avec un sable concassé contenant 20% de fines inférieures à 125 μm et 7% inférieures 63 μm .

¹ $V_p = V_{\text{ciment}} + V_{\text{addition}} + V_{\text{eau efficace}} + V_{\text{adjuvant}} + V_{\text{air occlus}}$

² $V_p = V_{\text{ciment}} + V_{\text{addition}} + V_{\text{eau efficace}} + V_{\text{adjuvant}} + V_{\text{air occlus}} + V_{\text{fines} < 63\mu\text{m}}$

Le calcul du volume de pâte sans fines donne une différence de 61 l, si on considère dans nos calculs que les fines inférieures à 63 μm la différence vaut 40 l. Enfin, la prise en compte des fines inférieures 125 μm fait chuter la différence à 3 l. Ainsi, selon la définition utilisée les formules peuvent avoir ou non le même volume de pâte. D'où l'importance d'uniformiser cette définition.

1.2 Etat de l'art des recherches sur les BAP

1.2.1 Durabilité

Les Figures 1-3 et 1-4 montrent que la porosité et la perméabilité de la pâte des BAP sont plus faibles que celles des bétons vibrés. Ceci est peut-être dû aux teneurs en air occlus plus faibles des BAP, et à l'utilisation des additions minérales [9]. Le coefficient de prise en compte du filler calcaire dans le calcul du liant équivalent sous-estime donc la contribution du filler. Les deux propriétés présentées augmentent en fonction du rapport eau efficace sur liant équivalent (Partie 3.1).

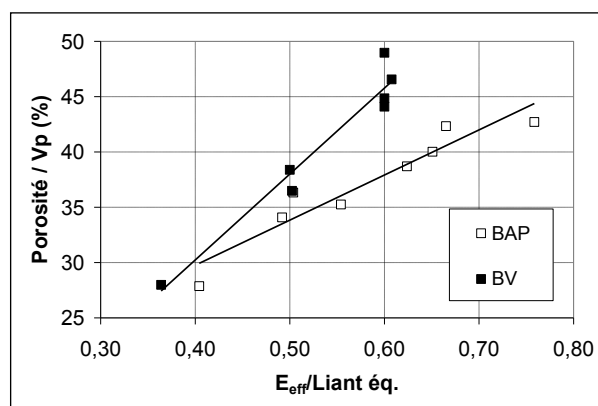


Figure 1-3 Porosité de la pâte en fonction du rapport E_{eff}/L_{eq} pour les BV et les BAP [9]

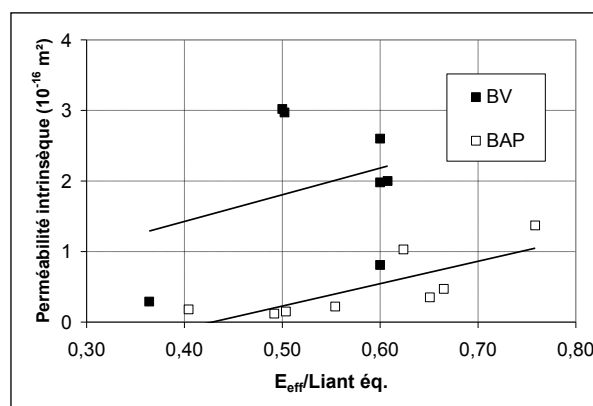


Figure 1-4 Perméabilité de la pâte en fonction du rapport E_{eff}/L_{eq} pour les BV et les BAP [9]

La profondeur carbonatée augmente avec la proportion de substitution du ciment par une addition. L'influence de la nature de l'addition entre cendres volantes et filler calcaire reste faible. Par contre, en ce qui concerne la lixiviation, l'épaisseur dégradée équivalente est plus faible pour les bétons formulés avec des cendres volantes que par ceux avec du filler calcaire [9]. Ainsi, le choix de la nature d'addition doit se faire selon la classe d'exposition et le mécanisme de dégradation.

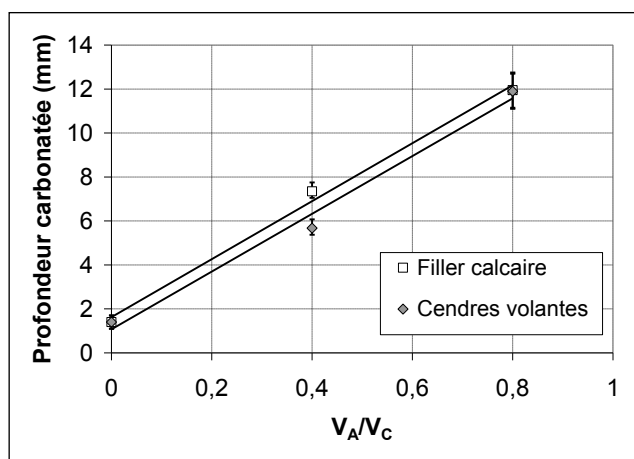


Figure 1-5 Profondeur carbonatée en fonction du rapport des volumes d'addition et de ciment [9]

1.2.2 Retrait et fissuration

Etant donné que la plus grande partie du retrait est due à la pâte, et que son volume est plus important dans les BAP que dans les bétons ordinaires, il est donc normal que cette nouvelle famille de béton développe un retrait plus important [10] [11].

Si un BAP reste homogène après sa mise en place, sa sensibilité à la fissuration reste du même ordre de grandeur que celle des bétons ordinaires. Cependant les problèmes de ségrégation sont susceptibles d'augmenter le potentiel de fissuration des BAP [8].

L'estimation de la sensibilité à la fissuration en fonction de la formulation n'est pas évidente. En effet, plusieurs propriétés du béton interviennent. On peut citer la résistance, le module de Young, le retrait, le fluage, et l'énergie de fissuration. Ces propriétés évoluent de façon contradictoire en fonction des paramètres de composition (volume de pâte, proportion d'addition, etc). L'une des approches classiques pour la détermination de la sensibilité à la fissuration est de comparer la contrainte calculée à partir du produit du module de Young et du retrait développé, à la résistance en traction du matériau. Ce qui signifie que le retrait et/ou la rigidité augmentent la fissurabilité. Cette approche peut être valable en comparatif quand la nature de la pâte ne varie pas [12], ce qui est le cas pour l'étude de l'effet du squelette granulaire ou du volume de pâte [10]. Néanmoins, il a été constaté qu'un béton qui fait plus de retrait n'est pas toujours plus fissurant [13] [14], ce qui montre les limites de l'approche élastique. Quand la nature de pâte change une approche couplée est obligatoire, elle passe nécessairement par un calcul viscoélastique liant les différentes propriétés du matériau aux contraintes réellement développées en situation de retrait empêché [12] [13].

1.3 La problématique industrielle

1.3.1 Contexte normatif actuel des bétons (NF 206-1)

La norme AFNOR NF 206-1 [15] permet la prise en compte des additions dans le calcul normatif. Le rapport eau/ciment est remplacé par le rapport eau/liant équivalent. Le liant équivalent est défini par l'équation suivante:

$$L_{\text{eq}} = C + k \cdot A \quad (1-2)$$

Le coefficient k est le coefficient d'activité normalisé des additions (Figure 1-6). Il fixe l'équivalence entre une quantité A en (kg/m^3) d'addition et une quantité $k \cdot A$ de ciment, du point de vue de la résistance mécanique.

A est la quantité d'addition prise en compte dans le liant équivalent (en kg/m^3) et dont la valeur maximale est définie par le rapport $A/(A + C)$ précisé dans les tableaux de l'Annexe de la norme NF 206-1 pour les différentes classes d'exposition [15]. Si une plus grande quantité d'addition est utilisée, l'excédent ne doit être pris en compte ni pour le calcul du rapport $E_{\text{eff}}/L_{\text{eq}}$, ni pour le dosage minimal en liant équivalent. Pour la classe d'exposition XC1, cette limite vaut par exemple 0,3 pour les cendres volantes et les additions calcaires (catégorie A).

Tableau NA.6 — Valeurs du coefficient k		
Dénomination de l'addition	Valeur du coefficient k	Conditions supplémentaires à remplir par rapport aux exigences des normes de spécifications des additions considérées
Additions de type II		
Cendres volantes pour béton	0,60	Si $i_{28} \geq 0,83$ et $i_{90} \geq 0,95$
	0,50	Si $i_{28} \geq 0,80$ et $i_{90} \geq 0,90$
	0,40	Sans objet
Fumées de silice	2,00 {	Si dans une exposition XA $E / C \leq 0,45$ et $C \geq 295 \text{ kg/m}^3$
		Si dans les expositions différentes de XA $E / C \leq 0,45$ et $C \geq 280 \text{ kg/m}^3$
	1,00	Dans tous les autres cas ou sur prescription particulière
Laitiers vitrifiés moulus de haut-fourneau	0,90	$i_7 \geq 0,65$ et $i_{28} \geq 0,85$ (Classes A et B)
	0,60	Sans objet (Classe C)
Métakoalins de type A	1,00	Sans objet
Additions de type I		
Additions calcaire	0,25	Sans objet
Additions siliceuses de minéralogie Qz	0,25	Sans objet
Toutes les additions		
Pour les quantités d'additions dépassant les valeurs indiquées au Tableau NA.F.1 ou au Tableau NA.F.2 et pour les autres ciments ou les autres additions que celles mentionnées dans NA.5.2.5.2.1	0,00	
NOTE i_7, i_{28}, i_{90} sont des indices d'activité déterminés selon la norme de spécifications de l'addition considérée.		

Figure 1-6 Valeurs du coefficient k selon la norme NF 206-1 [15]

La limite du concept du liant équivalent est qu'il ne prend pas en compte de la même manière les additions ajoutées lors du processus de fabrication du ciment, et celles ajoutées lors de la fabrication du béton. Le rapport $E_{\text{eff}}/L_{\text{eq}}$ est ambivalent dans la mesure où deux bétons ayant le même rapport peuvent avoir une composition et donc un comportement complètement différent. Par exemple, si on cherche à augmenter ce rapport on peut le faire par exemple en ajoutant de l'eau ou en substituant du ciment par une addition.

1.3.2 Recommandations Professionnelles

Afin de faciliter l'emploi et la diffusion des BAP, des recommandations ont été éditées par l'association française de génie civil (AFGC). Elles préconisent trois essais pour déterminer la

qualité des BAP à leur état frais [4]: l'essai d'étalement, l'essai de la boîte en L et l'essai au tamis.

Essai d'étalement : L'essai classique au cône d'Abrams est utilisé pour mesurer un étalement (Figure 1-7), dont le diamètre est proportionnel au seuil de cisaillement du béton [16]. Il donne donc une indication sur sa capacité à « s'auto-compacter » en milieu non confiné. Rappelons que le béton à l'état frais peut être considéré comme un fluide de Bingham [17]. La contrainte de cisaillement dans le béton est donc une fonction linéaire de la vitesse de déformation.

$$\tau = \tau_0 + \mu \times \dot{\gamma} \quad (1-3)$$

Où τ_0 et μ sont respectivement le seuil de cisaillement et la viscosité du béton.



Figure 1-7: Essai d'étalement [18]

Essai de stabilité au tamis : A la fin du malaxage, dix litres de béton sont versés dans un seau. Après une attente de quinze minutes, une masse de 4,8 kg de béton est versée du seau sur un tamis de maille 5 mm. Deux minutes plus tard, on pèse la quantité de pâte (laitance) ayant traversé le tamis (Figure 1-8). Un pourcentage élevé de laitance par rapport à la masse initiale est un indicateur d'une faible résistance à la ségrégation.



Figure 1-8: essai de stabilité au tamis [18]

Essai à la boîte en L : Lors de l'essai, on remplit d'abord la partie verticale d'une boîte en forme de L (Figure 1-9). Après une minute, la trappe est levée permettant l'écoulement à travers trois armatures de diamètre 14 mm et distantes de 39 mm. Le taux de remplissage final H_2/H_1 renseigne sur la mobilité du béton en milieu confiné. Dans notre cas d'étude, les bétons formulés sont destinés à des bâtiments dans l'Ouest de la France. Cette région est d'une sismicité modérée, ce qui rend le ferrailage peu dense et explique la non utilisation de cet essai par la suite.

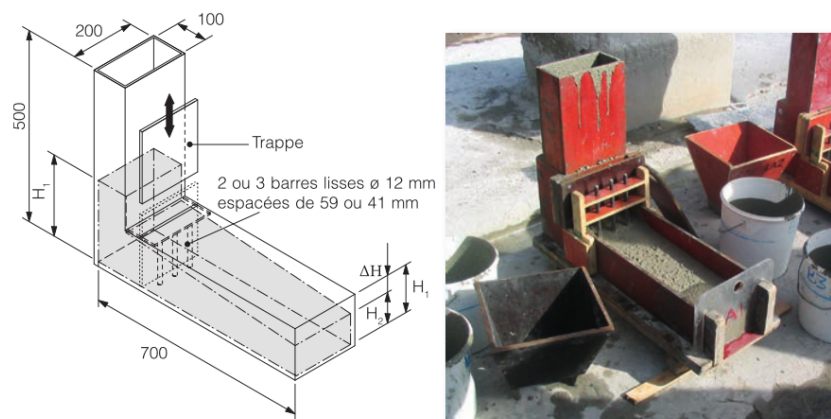


Figure 1-9 : Essai à la boîte en L [18]

La classification d'un BAP se fait selon les trois critères du (Tableau 1-2) préconisés par l'AFGC. Dans notre cas, une classe SF2 est visée pour l'étalement. Les coulages courants en vertical doivent être en Catégorie 2, la valeur maximale au tamis peut être de 15% ou de 20%. Finalement, la valeur minimale à la boîte en L doit être supérieure à 0,8.

Tableau 1-2 : critères de l'AFGC [4]

Essai	Classification	Valeurs
Etalement	SF 1	550 à 650 mm
	SF 2	660 à 750 mm
	SF 3	760 à 850 mm
Valeur minimale à la boîte en L (H_2/H_1)	Cat. 1 à 3	0,8
Valeur maximale au tamis	Cat.1 et Cat. 2a	20%
	Cat.2b et Cat. 3a	15%
	Cat.3b	10%

1.3.3 Projet ECOBAP Bouygues

Les nombreux avantages présentés par les BAP ont poussé le groupe Bouygues Construction à orienter sa politique interne vers une généralisation de l'utilisation des BAP. L'objectif suivant est le passage des BAP ordinaires vers des ECOBAP. Ces derniers doivent être plus écologiques et plus économiques que les compositions classiques.

Pour garantir la qualité des BAP achetés par les entreprises de construction, des cahiers des charges sont imposés aux fournisseurs de BPE (Béton prêt à l'emploi). Dans le cadre de notre thèse CIFRE nous essayerons de comprendre l'importance de chacune de ces conditions. Les points essentiels du cahier des charges de Quille Construction peuvent être rassemblés dans le Tableau 1-3.

Tableau 1-3 Cahiers des charges de Quille Construction pour les BAP

<i>Caractéristiques</i>	<i>BAP verticaux</i>	<i>BAP horizontaux</i>
<i>Valeur minimale du D_{max}</i>	20 mm 16 mm sur dérogation	16 mm 14 mm sur dérogation
<i>Volume de pâte</i>	$V_{pâte} < 380 \text{ l/m}^3$	
<i>E_{eff}/L_{eq}</i>	$E_{eff}/L_{eq} < 0,55$	
<i>Etalement</i>	SF2 : 660 mm à 750 mm (Valeurs cibles : 700/750 mm)	SF1 : 650 mm ± 50 mm
<i>Stabilité au tamis</i>	SR2 (< 15%)	
<i>Comportement au décoffrage</i>	Résistance suffisante pour permettre un décoffrage sans arrachement du parement 14h après le coulage	

L'augmentation du D_{max} (correspond à la dimension du tamis par lequel passent 95 % du granulat) est faite dans la perspective d'améliorer la compacité du squelette granulaire permettant ainsi de réduire la quantité de pâte nécessaire. Cette diminution signifie a priori un meilleur comportement des BAP du point de vue de la sensibilité à la fissuration [10] [11]. Néanmoins, l'augmentation en elle-même n'est pas suffisante pour assurer le caractère autoplaçant, puisqu'un effort de formulation doit être fait pour trouver un optimum par rapport aux fractions granulaires [19].

La limitation du volume de pâte réduit la fluidité du BAP, ce qui conduit à l'utilisation de superplastifiant pour satisfaire aux attentes des conducteurs de travaux. Malheureusement, cet ajout augmente le risque de ségrégation et donc la sensibilité à la fissuration [8]. D'un autre côté un BAP très visqueux empêche les bulles d'air de s'échapper et crée un bullage au niveau du parement [20]. Un ragréage est alors obligatoire, ce qui augmente les dépenses. En ce qui concerne la nature de la pâte le rapport E_{eff}/L_{eq} est limité à 0,55 car la sensibilité à la fissuration a tendance à croître avec ce paramètre [21] [22] [23] [24].

L'étalement donne une idée sur l'ouvrabilité du BAP, les valeurs limites sont fixées pour permettre une facilité de mise en œuvre. L'essai de stabilité au tamis permet de contrôler la résistance à la ségrégation.

La qualité du parement est un critère implicite mais présent lors de la formulation des BAP. Elle s'améliore avec l'augmentation du volume de pâte. L'orientation de la composition dans cette direction augmente le risque de ségrégation et par conséquent celui de fissuration. L'absence de bullage qui était considérée au départ comme un argument de vente de cette famille de béton, est largement discutable aujourd'hui.

1.4 Bilan et problématique scientifique:

Le ferrailage dense des constructions parasismiques et les problématiques liées à la main d'œuvre ont conduit au développement des BAP au Japon, puisqu'il offre une meilleure

ouvrabilité à l'état frais. L'élimination de la vibration et les nuisances sonores qui l'accompagnent en plus de l'amélioration des conditions de travail représentent d'autres avantages de cette nouvelle famille de bétons. Ainsi, leur utilisation devient de plus en plus commune même si leur part de marché reste encore faible.

En ce qui concerne la formulation, la différence entre les bétons ordinaires et les BAP réside principalement dans le volume de pâte utilisé. D'où l'importance de sa définition avec prise en compte des fines pour pouvoir comparer d'une manière plus rigoureuse les différentes compositions. L'augmentation du volume de pâte est obtenue par l'utilisation d'additions minérales, qui sont partiellement prises en compte dans le calcul du liant équivalent.

La porosité et la perméabilité sont deux indicateurs généraux de la durabilité. Au niveau de la pâte, ils sont inférieurs dans les BAP par rapport aux bétons ordinaires. Ce résultat est dû au dosage élevé en addition. Cette dernière doit être choisie selon la nature d'exposition. En effet, la résistance à la carbonatation est la même pour le filler ou les cendres volantes, contrairement à la lixiviation où le comportement est meilleur avec les cendres.

Dans le contexte normatif, et selon la classe d'exposition la norme définit le dosage minimal en ciment et les limites du rapport E_{eff}/L_{eq} . A l'état frais trois essais sont recommandés pour la caractérisation des BAP: l'étalement, la stabilité au tamis et l'essai de la boîte en L. Pour garantir la qualité des BAP, Bouygues Construction impose un cahier des charges plus restrictif, où le volume de pâte, le rapport E_{eff}/L_{eq} sont limités et le D_{max} imposé. En ce qui concerne l'état frais, la classe SF2 est visée pour l'étalement, et SR2 pour la stabilité au tamis.

La formulation des BAP commence par l'utilisation des matériaux de qualité pour satisfaire aux diverses exigences. Malheureusement, le choix n'est pas toujours possible, puisqu'on travaille généralement avec des matériaux locaux. La prise en compte de cet aspect dans les différentes préconisations est absente, ce qui rend la difficulté de formulation dépendante des matériaux utilisés. S'ajoutent à cela différentes contraintes comme le D_{max} imposé par le cahier des charges, la qualité du parement, les propriétés du ciment, etc.

La méthode de formulation peut être orientée vers la réponse aux exigences à l'état frais, de mise en œuvre, de la qualité de parement, du bilan écologique ou économique. Nous essayerons par la suite de comprendre l'influence de chaque choix sur le comportement à long terme représenté par le retrait dans un premier temps puis par la sensibilité à la fissuration dans un second temps.

Partie I: Chapitre 2

Méthodologie de formulation des ECOBAP

Ce chapitre traite des méthodes utilisées pour la formulation des BAP et l'amélioration des formules existantes. Trois principes de formulation sont présentés et celui de l'optimisation du squelette granulaire adapté pour la suite du projet. Des gâchées numériques sont réalisées et des formules sont proposées pour être testées en laboratoire. Après les essais au laboratoire, les propositions finales sont produites à l'échelle industrielle dans des centrales à béton. La dernière étape est l'utilisation de ces compositions dans des structures réelles en cours de construction pour déterminer les problématiques qui peuvent être liées à la mise en place du béton ou lors du décoffrage. Pour la validation de notre approche, trois exemples de formulation sont détaillés. Ils portent sur des matériaux différents, produits dans trois centrales et coulés sur plusieurs projets. Les différentes étapes de formulation des BAP sont données. Les compositions doivent respecter les contraintes normatives, industrielles, et de mise en place. Le cahier des charges élaboré par Quille Construction est aussi pris en compte car les BAP sont relatifs à des projets de l'entreprise. Notre approche permet une diminution du volume de pâte utilisé, améliore systématiquement le bilan carbone des formules, et réduit le coût de production.

2.1 Bibliographie : Approche et outils

2.1.1 Présentation des différentes approches de formulation

Il existe plusieurs méthodes de formulation des BAP, caractérisées par leurs aspects plus ou moins empiriques, nous présentons ici trois méthodes étudiées et comparées dans la thèse de Turcry [8].

Méthode d'optimisation du mortier (Japonaise):

Cette méthode est l'une des premières proposées pour formuler des BAP [25]. Elle considère le béton comme un mélange biphasique (gravillons, mortier) Elle est très sécuritaire du point de vue de la fluidité car les bétons sont sous-dosés en granulats, et par conséquent loin de répondre aux critères économiques [26]. On minimise le risque de blocage en limitant pour 1 m³ de béton le volume de gravillons à la moitié de sa compacité. Le volume de sable est forfaitairement pris égal à 40 % du volume de mortier du béton. L'approche ne précise pas comment doser le liant. Néanmoins la quantité de ciment peut être fixée, par exemple, en respectant les normes en vigueur (par exemple une quantité minimale de ciment de 350 kg/m³). Finalement les dosages en eau et en superplastifiant sont déterminés au moyen d'essais sur mortiers.

Cette méthode présente l'intérêt d'être simple et permet une formulation rapide des BAP. Toutefois, elle conduit à des bétons riches en fines et donc plus coûteux [27].

Méthode d'optimisation de la pâte (Suédoise/Chinoise) :

Le mélange est considéré comme un mélange biphasique (granulats, pâte). Le dimensionnement est fait de manière à chercher un volume minimal de la pâte répondant à deux critères de fluidité et de non blocage [26].

Critère de fluidité : Le volume de pâte minimal V_{fmini} nécessaire pour garantir le caractère auto-plaçant du béton s'écrit [28]:

$$V_{fmini} = 1 - \frac{1 - V_{vides}}{C_e} \quad (2-1)$$

V_{vides} : est la porosité du mélange de sable et de gravillon, mesurée selon la norme américaine ASTM C29/C29M [29].

Avec :

$$C_e = \left(\frac{e_{mini}}{D_{moyen}} + 1 \right)^3 \quad (2-2)$$

$$D_{moyen} = \frac{\sum(m_i \times d_i)}{\sum m_i} \quad (2-3)$$

e_{mini} : distance moyenne entre les granulats minimale pour fluidifier le béton (mm)

D_{moyen} : diamètre moyen des granulats (mm)

m_i : la masse de granulats sur le tamis i (kg)

d_i : diamètre du tamis i (mm)

Critère de non-blocage : V_{bi} représente le volume limite de granulats de taille d_i , au-delà duquel le béton ne s'écoule plus dans un milieu confiné, comme la boîte en L. Ce volume est donné par la courbe suivante :

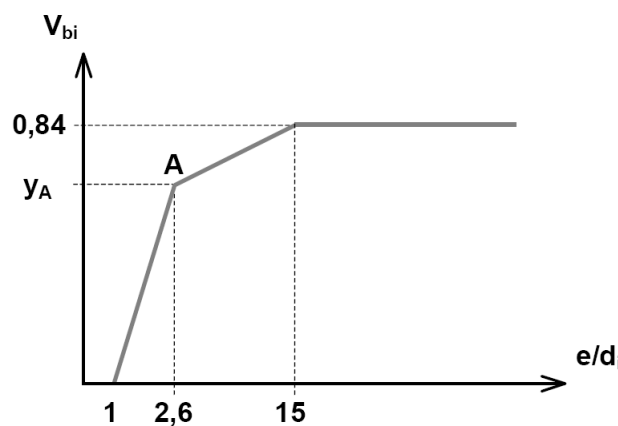


Figure 2-1 : volume limite de blocage V_{bi} en fonction de l'espacement des armatures de la boîte en L et le diamètre d_i du granulat [8]

L'ordonnée de A est à déterminer expérimentalement.

Le volume de pâte, pour 1 m³ de béton, en deçà duquel il y a risque de blocage lors de l'écoulement du béton en milieu confiné est donné par l'équation (2-4) [30].

$$V_{bmini} = 1 - \frac{\rho_g + (\rho_s - \rho_g) \times N_g}{\sum \frac{\rho_{gi} - N_g \times \rho_s}{V_{bi}} + \sum \frac{\rho_{si} \times (1 - N_g) \times \rho_g}{V_{bi}}} \quad (2-4)$$

ρ_g et ρ_s sont les masses volumiques respectives du gravillon et du sable (kg/m³) ; N_g est le rapport entre la masse de gravillon et la masse totale de granulats ; p_{gi} (respectivement p_{si}) est la proportion dans le gravillon (respectivement dans le sable) du diamètre d_i (%).

Cette méthode est communément appelée méthode suédoise [31]. Une deuxième variante plus récente est appelée méthode chinoise. Elle se fonde sur un facteur de compacité dont la méthode de calcul n'est pas précisée par les auteurs [32]. Elle conduit à un surdosage en granulats et un faible dosage en ciment (autour de 200 kg/m³) [31].

Méthode d'optimisation du squelette granulaire :

Cette méthode qui vise à augmenter la compacité du squelette granulaire dans la perspective de réduire la demande en volume de pâte se fonde sur le modèle d'empilement compressible (MEC), développé initialement pour l'optimisation de la granulométrie des matériaux de génie civil [33]. Il lie la compacité atteinte et l'énergie de serrage fournie au système, cette dernière est exprimée en fonction d'un scalaire appelé indice de serrage. Cette approche est inspirée du modèle linéaire de compactibilité des mélanges granulaires [34] et du modèle de la viscosité d'un mélange de grains en suspension dans un liquide Newtonien [35]. La compacité réelle du système dépend de trois paramètres: la taille et la forme des grains, puis la façon dont l'empilement est réalisé. Pour les BAP, un indice de serrage de 7 est recommandé [36], tandis que pour des BAP légers la plage conseillée pour garantir l'autoplacibilité est entre 4,5 et 5,5 [31]. Le MEC sert à calculer la compacité de toutes les combinaisons granulaires possibles, et donc de chercher le squelette granulaire optimal. On a besoin pour ce calcul des compacités et des granulométries des classes élémentaires qu'on obtient expérimentalement, ainsi que du mode de mise en place. Nous optons pour cette méthode de formulation. Les équations du modèle sont données dans le paragraphe suivant.

2.1.2 Modèle d'empilement compressible :

Deux notions essentielles sont utilisées dans le MEC: la compacité virtuelle et l'indice de serrage.

Compacité virtuelle γ représente la compacité dans un empilement, dont les grains sont rangés de manière optimale. Pour un mélange de n classes granulaires, la compacité virtuelle partielle γ_i des grains de diamètre d_i s'écrit :

$$\gamma_i = \frac{\beta_i}{1 - \sum_{j=1}^{i-1} \gamma_j \left(1 - \beta_i + b_{i,j} \beta_i \left(1 - \frac{1}{\beta_j} \right) \right) - \sum_{j=i+1}^n \gamma_j \left(1 - a_{i,j} \frac{\beta_i}{\beta_j} \right)} \quad (2-5)$$

y_j est la proportion volumique des grains de diamètres d_j dans l'empilement. β_i est la compacité virtuelle des grains d_i ; c'est une caractéristique propre à cette classe, qui est déduite de mesures de compacité sur une plus grande étendue granulaire (dans le cas du béton: un gravillon, un sable ou une poudre). $a_{i,j}$ et $b_{i,j}$ sont des coefficients empiriques, qui servent à modéliser respectivement les effets de desserrement et les effets de parois d'une classe sur une autre.

Indice de serrage K' : est défini comme la somme des indices de serrage K'_i de chaque classe granulaire d_i et s'écrit selon l'équation (2-6).

$$K' = \sum_i k'_i = \sum_i \frac{y_i/\beta_i}{1/\phi - 1/\gamma_i} \quad (2-6)$$

Dans le modèle, la contrainte de cisaillement dans le béton est une fonction linéaire de la vitesse de déformation :

$$\tau = \tau_0 + \mu \times \dot{\gamma} \quad (2-7)$$

Où τ_0 et μ sont respectivement le seuil de cisaillement et la viscosité du béton. Le comportement à l'état frais du béton dépend de l'arrangement des grains solides.

Par analogie aux modèles classiques des suspensions solides [35], la viscosité est exprimée sous la forme suivante :

$$\mu = \exp \left(A_0 \times \left(\frac{\phi}{\phi^*} - B_0 \right) \right) \quad (2-8)$$

La concentration solide ϕ est donnée par la quantité d'eau dans le béton ; la compacité ϕ^* est définie comme la compacité du squelette obtenue pour un indice de serrage K_0 . Les coefficients A_0 et B_0 sont déterminés à l'aide d'essais au rhéomètre.

Les chercheurs proposent de modéliser le seuil de cisaillement à l'aide des indices de serrage K'_i des classes granulaires. La poudre représente les éléments inférieurs à 80 μ m et les granulats les éléments supérieurs à 80 μ m.

$$\tau_0 = \exp \left(a_0 + a_p \sum_{poudre} k'_i + \sum_{granulats} (a_{g0} + a_{g1} \log(a_{g1} \log(d_i) K'_i)) \right) \quad (2-9)$$

Les coefficients affectés aux éléments fins sont de plus calculés en fonction du dosage en superplastifiant S_p et de son dosage à saturation S_p^* :

$$a_p = (a_{p0} + a_{p1} \frac{S_p}{S_p^*}) \quad (2-10)$$

Aujourd'hui ces modèles rhéologiques sont incrémentés dans le logiciel créé par le LCPC sous le nom de *Bétonlab*. Il intègre d'autres modèles comme le modèle trisphère pour la détermination du retrait à long terme, et ce à partir de la compacité optimale du mélange granulaire g^* . Pour un arrangement parfait d'un système monogranulaire la compacité optimale que nous pouvons atteindre est de $\pi/3\sqrt{2} \approx 0,74$. Pour certains cas, le passage vers

des fractions granulaires plus larges permet l'obtention d'une compacité qui peut dépasser cette dernière. D'où l'intérêt d'augmenter le D_{\max} du squelette granulaire. La compacité permet aussi le calcul de l'épaisseur maximale de pâte (EMP). Cette notion introduite par de Larrard [37] représente la distance maximale entre deux gros granulats lorsque le squelette granulaire est soumis à une dilatation constante. Dès lors nous pouvons faire des calculs comparatifs et prédictifs pour différentes compositions de béton, en réduisant le nombre des gâchées au laboratoire.

$$EMP = D_{\max} \left(\sqrt[3]{\frac{g^*}{g}} - 1 \right) \quad (2-11)$$

g est le volume de granulat dans une unité de volume de béton, et g^* est la compacité réelle qui correspond à la densité de l'arrangement quand les granulats sont en contact.

2.2 Résultats et discussion

Pour la formulation des BAP nous avons élaboré une méthode dont les différentes étapes peuvent être résumées de la manière suivante :

- Caractérisation des granulats en laboratoire (granulométrie et compacité)
- Optimisation du squelette granulaire avec *Bétonlab*
- Modification de la nature de pâte pour répondre au cahier des charges de Quille Construction ($E/L_{\text{eq}} \leq 0,55$)
- Diminution du volume de pâte ($V_p \leq 380l$)
- Détermination de l'adjuvantation en laboratoire pour atteindre l'étalement souhaité
- Essai en centrale : rectifications nécessaires lors du passage à l'échelle de fabrication industrielle
- Coulage sur chantier : rectifications finales pour améliorer l'ouvrabilité de la formule et diminuer le bullage du parement

2.2.1 Données d'entrée relatives aux granulats

2.2.1.1 Mode opératoire

Deux mesures sont nécessaires pour la formulation numérique des bétons: la granulométrie et la compacité. La mesure des compacités est effectuée suivant des protocoles dépendant de la nature du matériau. La compacité des gravillons est mesurée sur un échantillon de 7,5 kg. Les granulats sont déposés dans un cylindre métallique $\Phi 16 \times 32$ cm fixé à une table vibrante, et fermé par un piston exerçant une pression de 10 kPa (Figure 2-2). Cet échantillon est soumis à une vibration de 150 Hz pendant 1 minute.

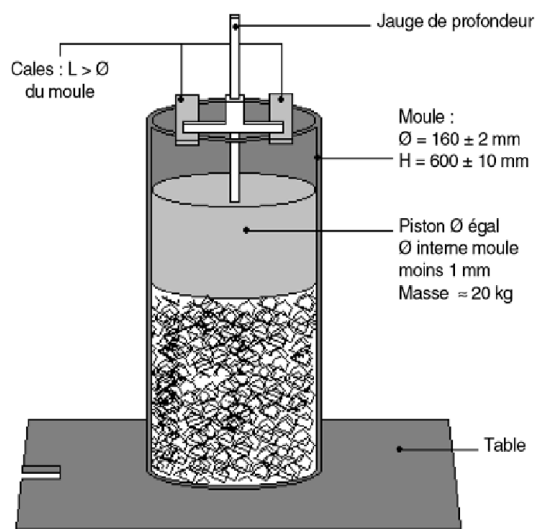


Figure 2-2 : Dispositif de mesure de compacité [38]

La compacité (apparente) est alors donnée par la moyenne (sur un minimum de deux échantillons) de l'expression:

$$C = \frac{7,5}{d * V} \quad (2-12)$$

Où d est la masse volumique en kg/m^3 et V le volume total final en m^3 .

Les sables, de grande étendue granulaire, sont séparés en tranches de rapport diamètre maximum sur diamètre minimum inférieur ou égal à 4. La mesure de la compacité de ces tranches granulaires s'effectue comme pour les gravillons, mais sur un échantillon de 3 kg. La compacité est alors donnée par la valeur moyenne de l'expression:

$$C = \frac{3}{d * V} \quad (2-13)$$

2.2.1.2 Compacité des granulats

L'optimisation du squelette granulaire demande en premier lieu une caractérisation des matériaux. Les densités et les granulométries sont présentées dans les fiches techniques en annexes. Pour mieux comprendre l'évolution de la compacité selon les granulats, nous avons soumis les sables et les graviers disponibles au laboratoire GeM au test de compacité.

Nous disposons de cinq sables : un sable marin qui est utilisé à Nantes et qui connaît une certaine variation, le gneiss concassé lavé (0/2) et le siliceux roulé lavé (0/4) utilisés sur Rennes, un calcaire concassé lavé (0/4 à 7% de fines), un siliceux roulé (0/2). La Figure 2-3 regroupe les résultats obtenus. Le gneiss concassé lavé et le siliceux roulé ont des compacités réduites de 0,65 et 0,64 respectivement dues à l'étendue granulaire restreinte par rapport aux autres sables. Une variation est observée sur la compacité du sable marin entre 0,71 et 0,80. Enfin le calcaire concassé lavé présente une compacité élevée de 0,79 qu'on explique par son taux élevé de fines.

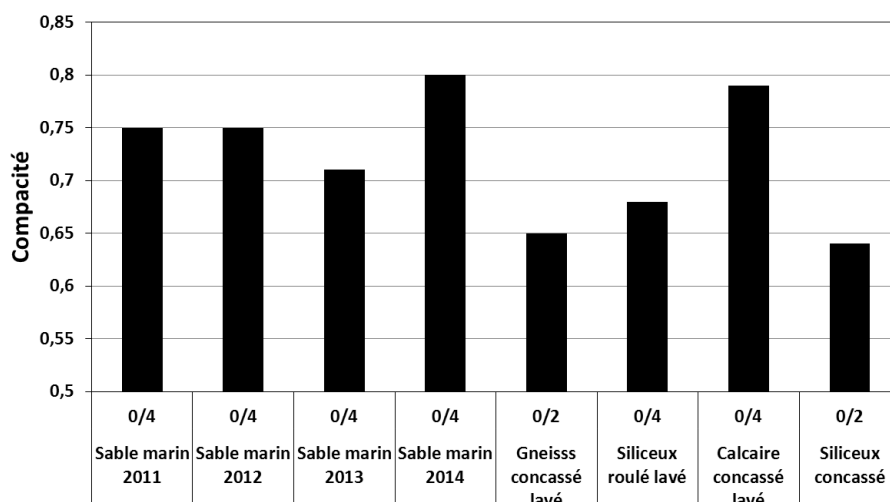


Figure 2-3 : Compacité des sables

En ce qui concerne les gravillons, nous disposons de six familles :

- Diorite concassée : densité très élevée, entre 2920 et 2990 Kg/m³ (Figure 2-4). Elle est composée de trois fractions granulaires 6/10, 10/14 et 11/22, elle est utilisée dans les formulations BAP des parties 2 et 3. Le choix de ces fractions granulaires entre dans la logique environnementale visant à n'utiliser que les matériaux dont on dispose dans la région.
- Calcaire concassé lavé: séparé en trois fractions granulaires : 4/12 et 12/20 et 4/20.
- Siliceux roulé 1 : deux fractions 4/8, 8/12 et 12,5/20 (Figure 2-5).
- Cornéenne concassée : trois coupures 6/10, 10/14 et 11/22, elle est utilisée sur Rennes.
- Amphibolite concassée: utilisée sur la centrale de Vertou, elle présente trois coupures : 5/11, 11/16 et 16/22.
- Siliceux roulé 2 : gravillons d'Alsace (Figure 2-6), ils sont séparés en trois fractions 4/8 8/16 16/22 et une fraction semi-concassée 6/20. Ils ne sont pas utilisés lors des formulations mais présentent pour nous un intérêt dans ce chapitre, puisqu'ils présentent une forme quasi sphérique.



Figure 2-4 Diorite concassée

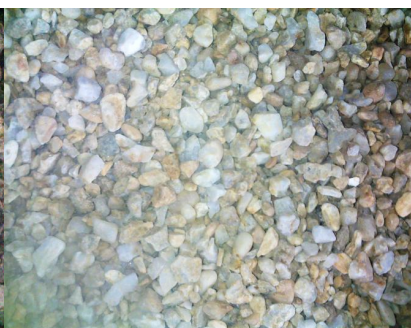


Figure 2-5 Siliceux roulé 1

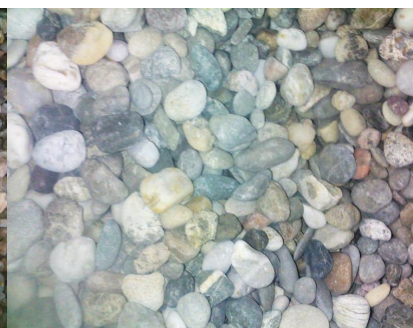


Figure 2-6 Siliceux roulé 2

Les résultats de compacité obtenus sont très cohérents, avec des valeurs élevées pour les granulats roulés Siliceux roulé 2, et des résultats faibles pour les Diorite et Amphibolite concassés. Nous notons une compacité importante pour le Calcaire concassé lavée et le

Siliceux roulé 1, due pour le premier à la forme et à l'étendue de la fraction granulaire et pour le deuxième à la forme arrondie et régulière des granulats. La Figure 2-7 rassemble les différents résultats obtenus.

Après la détermination des différentes compacités, nous pouvons déduire les granulats les plus favorables à la fabrication des BAP. En effet, une compacité élevée des granulats signifie un mélange granulaire plus compact, et donc une demande plus faible en pâte pour des performances rhéologiques données. Un écart de 0,01 au niveau de la compacité signifie une différence potentielle de volume de pâte minimal de 10 l/m^3 , autrement dit environ 10 kg de liant. Malheureusement, les fabricants de béton n'ont pas souvent le choix en ce qui concerne les matériaux, et ils sont contraints d'utiliser les granulats des carrières à proximité des centrales à béton. Ils peuvent se retrouver avec des matériaux défavorables à la fabrication des BAP, comme c'est le cas dans la région nantaise où nous utilisons les gravillons Diorite concassée ou Amphibolite concassée, tout en sachant qu'ils sont les moins favorables parmi tous les échantillons testés.

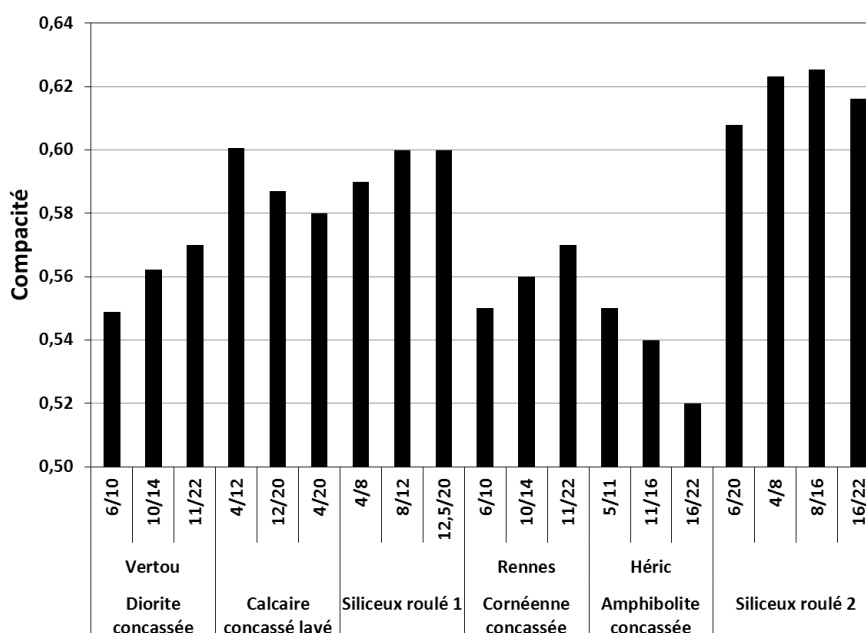


Figure 2-7 : Compacité des gravillons

Cette partie de l'étude nous permet dans un premier lieu la caractérisation des matériaux, et prouve que les préconisations usuelles vis-à-vis du volume pâte à utiliser peuvent être améliorées. En effet, la détermination d'une valeur limite dépendra fortement des granulats utilisés. Ainsi, avec un volume de pâte donné un béton avec des granulats plus compacts aura une meilleure fluidité. Les granulats les plus compacts sont ceux dont la forme est régulière ou l'étendue granulaire est large.

2.2.2 Méthodologie de formulation

Après la caractérisation des matériaux, le logiciel *Bétonlab* est utilisé pour l'optimisation du squelette granulaire à partir des compacités et des granulométries des différentes fractions

granulaires. Plusieurs solutions numériques sont possibles mais elles ne sont pas toutes réalisables. Par exemple, le sable représente généralement une compacité supérieure à celle des graviers, d'où la tendance du calcul à augmenter sa teneur dans la composition d'une manière excessive. Des critères comme un rapport G/S minimal doivent être imposés pour arriver à une formulation optimisée et réalisable. Lors de nos formulations on impose une valeur minimale de ce rapport égale à 0,85. L'optimisation doit se faire normalement par rapport à la compacité, mais on choisit de la faire par rapport à l'indice de serrage, car on remarque une meilleure efficacité lors du calcul, et ce même si les deux paramètres sont liés. Ainsi, au lieu de maximiser la compacité on choisit de minimiser l'indice de serrage, ce qui réduit automatiquement le volume de vide dans le squelette granulaire. A cette étape, la modélisation numérique des gâchées se fait à volume de pâte constant. En parallèle, le seuil de cisaillement et la viscosité diminuent, ce qui reflète une meilleure ouvrabilité du béton. On compare le seuil de cisaillement et la viscosité plastique de la nouvelle formule à ceux des formules initiales qu'on prend comme référence. Si ce critère n'est pas satisfait, on pourra y remédier par l'augmentation du volume de pâte. Cette augmentation ne doit pas être excessive car elle cause l'augmentation de l'indice de ségrégation. Des itérations doivent se faire avant de trouver la composition optimale garantissant une bonne ouvrabilité avec un risque de ségrégation réduit. En ce qui concerne la détermination de la nature et de la quantité de pâte, on a recours à l'expérimentation pour atteindre les objectifs souhaités à l'état frais, en calibrant le dosage en superplastifiant.

2.2.3 Formulation des BAP: du laboratoire au chantier

Trois formulations ont été élaborées numériquement, testées en laboratoire, fabriquées en centrale puis finalement appliquées sur chantier. Les deux premiers sont à Nantes sur les chantiers de Quadr'Ile et de la Croix Rouge approvisionnés respectivement à partir de la centrale de Vertou et la centrale d'Héric. Le troisième BAP est fabriqué à Rennes.

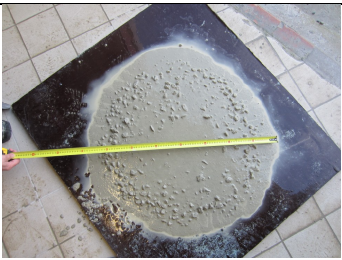

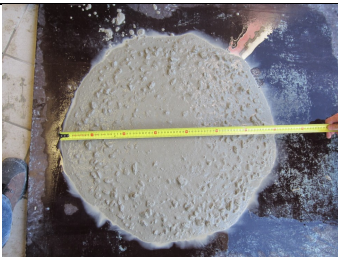
2.2.3.1 Méthodologie d'optimisation des compositions: mise en place de la procédure (Projet Quadr'Ile/Centrale Vertou)

Pour cette première optimisation des formules de BAP plusieurs essais ont été effectués. Nous pouvons distinguer par ordre chronologique quatre étapes :

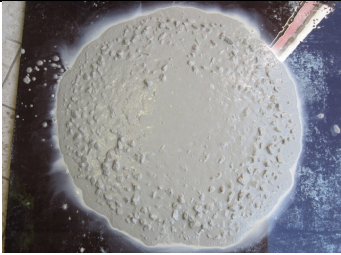
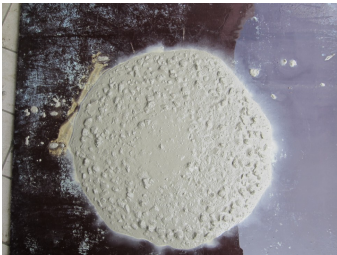
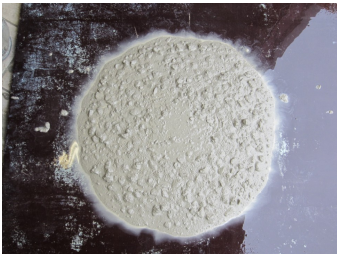
Première étape : nous optimisons la formule initiale par rapport à des critères comme l'indice de serrage, la compacité, et le seuil de cisaillement. Les essais sont effectués sur la formule initialement utilisée dans la Centrale de Vertou, et deux variantes proposées après calcul *BétonLab*, avec une plus grande étendue granulaire. La formule initiale a un étalement de 720 mm et une stabilité au tamis de 16,6%. La première formule proposée avec un volume minimal pour chaque fraction utilisée (contrainte de fabrication de la centrale), donne un étalement de 660 mm et une stabilité au tamis de 14,6%, avec un volume de pâte inchangé. Cette formule est très visqueuse et on ne peut pas se permettre de réduire son volume de pâte car ceci diminuera encore sa fluidité. Le squelette granulaire de cette proposition présente un grand risque de bullage sans une grande perspective d'amélioration. La deuxième formule optimisée a un étalement de 750 mm, et une stabilité au tamis de 26,7%. La ségrégation est

due à l'excès du volume de pâte, consécutif à l'augmentation de la compacité du squelette granulaire.

Deuxième étape : elle consiste à réduire le volume de pâte de 20 l puis de 40 l à partir de la dernière formule dont le squelette granulaire est optimisé. La formule de départ qui est la dernière formule de la première étape présente cette fois un étalement de 780 mm et une stabilité au tamis de 45%. La réduction du volume de pâte de 20 l réduit l'étalement à 720 mm et la stabilité au tamis à 29%. Quand on réduit le volume de pâte de 40 l, l'étalement atteint 710 mm et la stabilité au tamis 15%. Les figures d'étalement montrent que la laitance au bord diminue en diminuant le volume de pâte (Figures 2-8, 2-9 et 2-10).

<i>Etalement</i>	<i>780 mm</i>	<i>720 mm</i>	<i>710 mm</i>
Stabilité au tamis	45 %	29 %	15 %
Aspect	 <p>Figure 2-8 Etalement de la formule 2 optimisée</p>	 <p>Figure 2-9 Etalement de la formule 2 V_p-20l</p>	 <p>Figure 2-10 Etalement de la formule 2 V_p-40l</p>

Troisième étape : Après avoir réussi à fabriquer un BAP qui répond au cahier des charges de Quille Construction, nous nous sommes orientés vers sa fabrication en Centrale. Une nouvelle exigence s'ajoute. En effet, la pesée en centrale des granulats ne peut être inférieure à 180 kg pour des volumes de fabrication entre 1,2 et 1,5 m³. Ceci nous donne un minimum de 150 kg par coupure granulaire. Nous avons essayé de nous en approcher avec une composition qui se trouve entre les deux formules initiales (l'une manquait d'étalement, et l'autre de stabilité). La formule obtenue a un étalement de 730 mm et une stabilité au tamis de 33,8%. La réduction du volume de pâte de 20 l diminue brutalement l'étalement à 630 mm et la stabilité au tamis passe à 9,2%. A -40 l de volume de pâte l'étalement est de 610 mm et la stabilité au tamis est de 6,1 %. Les Figures 2-11 à 2-13 montrent les essais d'étalement pour les trois variantes, l'excès de pâte est visible au début avec une quantité de laitance au bord importante, puis elle diminue en augmentant le volume granulaire. Cette formule est instable et présente des variations brusques, elle ne peut pas donc être industrialisée. Pour une meilleure maîtrise industrielle de la fabrication, on choisit d'éliminer la coupure granulaire intermédiaire (10/14 mm) qui se chevauche avec la coupure (11/22 mm).

<i>Etalement</i>	730 mm	630 mm	610 mm
Stabilité au tamis	33,8 %	9,2 %	6,1 %
Aspect	 <p>Figure 2-11 Etalement de la formule 3 optimisée</p>	 <p>Figure 2-12 Etalement de la formule 3 -20l</p>	 <p>Figure 2-13 Etalement de la formule 3 -40l</p>

Quatrième étape: La référence présente un étalement de 720 mm et une stabilité au tamis de 13,5%. La proposition faite est testée à -20l, -30l et -40l. Pour les étalements (la stabilité au tamis) nous obtenons successivement 650 mm (9,2%), 560 mm (4,9%) et 560 mm (2,4%) (Tableau 2-1).

Tableau 2-1 : Résultats des essais pour la diminution du volume de pâte

<i>Formule</i>	<i>Etalement (mm)</i>	<i>Stabilité (%)</i>	<i>Adjuvant (%)</i>
Référence	720	13,5	1,2
-20l	650	9,2	1,2
-30l	560	4,9	1,2
-40l	560	2,4	1,2

Nous retenons la dernière formule à -40 l de pâte et nous calibrons le dosage en superplastifiant. Après quatre gâchées nous réussissons à obtenir un étalement de 720 mm et une stabilité au tamis de 12,6% (Tableau 2-2).

Tableau 2-2 : Résultats des essais pour le dosage du de l'adjuvantation

<i>Formule</i>	<i>Etalement (mm)</i>	<i>Stabilité (%)</i>	<i>Adjuvant (%)</i>	<i>Superplastifiant</i>
Formule 4 -40l	700	11,9	1,5	Tempo 11
Formule 4 -40l	720	12,6	1,6	Tempo 11
Formule 4 -40l	600	-	1,4+0,35	Tempo 11+Optima 100
Formule 4 -40l	680	-	1,5+0,4	Tempo 11+Optima 100

Le Tableau 2-3 présente la formule initiale et la formule finale optimisée, qui va être testée sur chantier. Le D_{\max} passe de 14 mm à 22,4mm, la quantité de ciment est diminuée de 34 kg, le volume de pâte est diminué de 39 l. La formule répond ainsi au cahier des charges de Quille Construction.

Tableau 2-3 : Formulations des BAP testés sur le chantier de Quadr'île

<i>Constituants</i>	<i>Formule initiale</i>	<i>Formule optimisée</i>
G ₁ (11/22,4) (kg/m ³)	-	601
G ₂ (10/14) (kg/m ³)	286	-
G ₃ (6/10) (kg/m ³)	555	189
S (0/4) (kg/m ³)	787	922
Ciment CEM I (kg/m ³)	330	296
Filler (kg/m ³)	210	188
E _{eff} (kg/m ³)	205	182
Sp/C (%)	1,2	1,6
G/S	1,07 (0,92)	0,86 (0,74)
A/(A+C)	0,30	0,30
C+kA	365	328
V _p (l)	418	379
E/L _{éq}	0,56	0,55

*Graviers : Diorite concassée

Essai sur chantier: La proposition adoptée est fabriquée à la Centrale de Vertou, deux camions sont envoyés sur chantier. Deux tests d'étalement sont faits : à la centrale et à la réception sur chantier. Pour les deux camions l'étalement au départ était de 700 mm puis de 720 mm à l'arrivée. La série d'essais effectuée est présentée dans le Tableau 2-4.

Tableau 2-4 : Essais sur les fabriqués en centrale

Béton frais	Etalement	Stabilité au tamis	Teneur en eau
Béton durci	Compression	Retrait	Fissuration à l'anneau

La mise en place du BAP est réalisée sur le chantier dans de bonnes conditions et sans difficultés (Figure 2-14). Les voiles décoffrés le lendemain ne présentent pas d'arrachement et la forme des arases est bonne, sans tassement (Figure 2-15). Néanmoins, un bullage apparaît sur les parements. Après le retour d'expérience sur chantier nous avons identifié quatre sources de ce bullage : la viscosité et le seuil de cisaillement du béton, la rugosité de la surface (propreté des banches, qualité de l'huile de parement, etc.) et la méthode de mise en place. Le bullage augmente en fonction du seuil de cisaillement pour les surfaces lisses [39] [20].



Figure 2-14 Coulage d'un voile sur le chantier de Quadr'île



Figure 2-15 Etat du parement lors du décoffrage du voile de Quadr'île



Figure 2-16 Taille des bulles sur le voile du chantier de Quadr'île

2.2.3.2 Validation de la procédure

2.2.3.2.1 Projet Croix rouge (Centrale d'Héric)

A partir de la formulation initiale utilisée dans la centrale d'Héric, deux propositions de formulation sont faites. La première nous donne un étalement de 680 mm avec 1,45% d'Optima 206 et 0,4% d'Optima 100. La deuxième proposition a un étalement de 670 mm avec 1,4% de Chryso Optima 206 et 0.4% de Chryso Optima 100 (Tableau 2-5). La compacité augmente de deux points, ce qui signifie un gain de volume de pâte de 20l.

Tableau 2-5 : Formulations des BAP de la centrale d'Héric

		<i>Formule d'Héric</i>	<i>Proposition 1</i>	<i>Proposition 2</i>	<i>Proposition 3</i>
	G ₁ (kg/m ³) 16/22	0	355	357	250
	G ₂ (kg/m ³) 11/16	0	210	212	242
	G ₃ (kg/m ³) 5/11	750	254	256	284
	S (kg/m ³)	944	926	931	897
	C CEM II (kg/m ³)	308	310	328	334
	Filler Calcaire (kg/m ³)	165	150	107	162
	E _{eff}	184	175	185	189
	E _{eff} /C	0,60	0,57	0,56	0,57
	C + kA	341	343	355	370
	E _{eff} / (C + kA)	0,58	0,55	0,55	0,55
	Densité	2,36	2,39	2,39	2,368
	Sp/C (%)	1,75	1,75	1,75	1,75
Bétonlab	Seuil de cisaillement (Pa)	4104	4131	2011	3105
	Viscosité plastique (Pa.s)	180	195	117	150
	Indice de ségrégation (confiné)	0,76	0,76	0,79	0,81
	Indice de serrage	6,52	6,54	5,91	6,16
	Compacité des granulats g*	0,83	0,85	0,85	0,84
	Volume de pâte (l)	369	355	355	380
	Rapport G/S (volumique)	0,80 (0,70)	0,89(0,77)	0,89 (0,77)	0,87 (0,76)
	EMP (mm)	1,14	2,26	2,20	2,57
	D _{max} (mm)	11	22	22	22
	Etalement (mm)	-	680	670	-

*Graviers: Amphibolite concassée

La proposition 2 est testée sur le chantier de la Croix-Rouge. Lors du remplissage de la benne, nous remarquons que les graviers restent en suspension (Figure 2-17), ce qui indique une bonne stabilité du mélange. Après décoffrage le parement est observé (Figure 2-18).



Figure 2-17 Remplissage d'une benne par du BAP, les graviers restent en surface



Figure 2-18 Voile sur le chantier de la Croix-rouge, bullage visible

Une troisième proposition est faite visant une meilleure fluidité en augmentant le volume de pâte à la limite du cahier des charges 380 l. Un deuxième essai est fait, la qualité du parement obtenu est clairement améliorée puisque le bullage est devenu moins important (Figure 2-19). Ce résultat est obtenu en respectant les différentes contraintes. En comparaison avec la formule initiale, la compacité est augmentée, et la viscosité diminuée.



Figure 2-19 Voile sur le chantier de la Croix-Rouge, bullage moins important

2.2.3.2.2 Projet Résidence Athéna (Centrale de Rennes)

La formule de référence utilisée à Rennes présente un étalement de 750 mm et une stabilité au tamis de 18%. Deux formules sont proposées pour être testées au laboratoire. La première a un étalement de 690 mm et une stabilité au tamis de 5,4%. La deuxième formule avec l'utilisation de deux sables a un étalement de 710 mm et une stabilité de 4,1%. Le comportement à l'état frais de cette dernière formulation est légèrement meilleure, elle est

donc choisie pour être fabriquée en Centrale (étalement de 690 mm) puis utilisée sur chantier. La qualité du parement lors du décoffrage est bonne comme le montre la Figure 2-20. Entre la formule finale et initiale nous avons pu augmenter la compacité du squelette granulaire, et diminuer la viscosité (Tableau 2-6).

Tableau 2-6 : Formulations des BAP de Rennes

		<i>Formule de Rennes</i>	<i>Proposition 1</i>	<i>Proposition 2</i>
	G ₁ (kg/m ³) 11/22	0	326	332
	G ₂ (kg/m ³) 10/14	277	175	176
	G ₃ (kg/m ³) 6/10	368	350	353
	S ₁ 0/4(kg/m ³)	605	851	519
	S ₂ 0/2 (kg/m ³)	333	0	342
	C CEM II (kg/m ³)	310	320	315
	Filler calcaire (kg/m ³)	260	156	153
	E _{eff} (kg/m ³)	186	181	178
	E _{eff} /C	0,60	0,57	0,57
	C + kA	343	354	349
	E _{eff} / (C + kA)	0,58	0,55	0,55
	Densité	2,35	2,37	2,38
	Sp/C (%)	1,48	1,48	1,48
Bétonlab	Seuil de cisaillement (Pa)	76213	15767	26229
	Viscosité plastique (Pa.s)	745	451	608
	Indice de ségrégation (confiné)	0,80	0,78	0,78
	Indice de serrage	9,36	8,28	8,89
	Compacité des granulats g*	0,73	0,76	0,75
	Volume de pate (l)	426	379	380
	Rapport G/S (volumique)	0,69 (0,66)	1,00 (0,96)	1,00 (0,97)
	EMP (mm)	1,28	1,58	1,46
	D _{max} (mm)	14	22	22
	Etalement (mm)	750	690	710
	Indice de ségrégation (%)	18	5,4	4,1

*Graviers: Carnéenne concassée



Figure 2-20 Voile sur le chantier de la Résidence Athéna, bullage faible

L'amélioration de la fluidité des BAP peut se faire de deux manières: l'ajout de superplastifiant ou l'augmentation du volume de pâte. Généralement, le couplage des deux est nécessaire. Cependant, au niveau industriel, la deuxième option est utilisée au maximum alors qu'on garde une marge au niveau de l'ajout de superplastifiant. La raison est que lors des variations de la qualité des granulats utilisés, l'ajustement des formules est nécessaire au niveau de la fabrication. En effet, l'adaptation de l'adjuvantation est plus facile à réaliser que le changement de la composition. On préfère ainsi plutôt garder une marge de manœuvre vis-à-vis du superplastifiant que par rapport au volume de pâte.

2.2.4 Analyse économique et environnementale

Après la mise en place des formulations, nous nous intéressons maintenant à l'impact environnemental du béton qui est lié directement à celui du ciment. En effet, la majeure partie des émissions de CO₂ dans une composition de béton est celle du ciment comme le montre la Figure 2-21 [40].

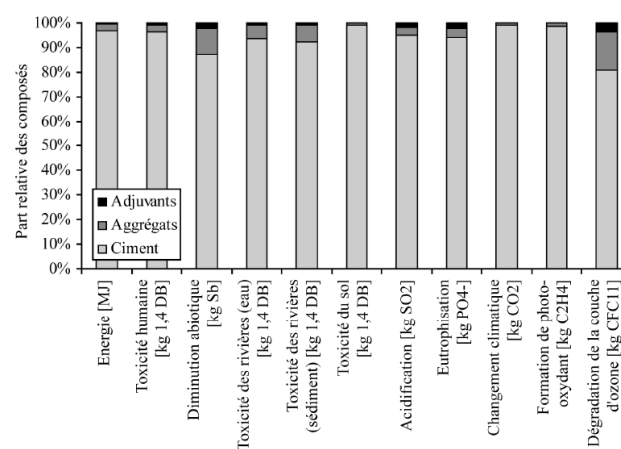


Figure 2-21 Impact environnemental des composants de différents bétons [40]

Les émissions de CO₂ liées à la production des bétons sont rassemblées dans le Tableau 2-7. Le ciment a la valeur la plus grande à cause de son processus de fabrication. La valeur choisie peut faire débat car les cimentiers estiment qu'après l'hydratation du ciment la moitié des émissions CO₂ sera absorbée pendant le cycle de vie du matériau. Dans nos calculs nous choisissons de faire le calcul jusqu'à la fabrication du béton sans prise en compte de l'absorption future possible du CO₂.

Les prix utilisés dans l'estimation du coût de revient des différentes formulations sont donnés par le Tableau 2-7. Pour compléter le manque de données, nous utilisons la base de données de *BétonLab*. Encore une fois, le ciment représente le composant le plus important dans la détermination du prix global.

Tableau 2-7 Emission CO₂ et prix des constituants du béton

	<i>Emission de CO₂ (kg/t)</i>	<i>Prix (€/t)</i>
Ciment	990 ³	100 ⁴
Filler	13	31
Superplastifiant	715	1500
Gravier	13	10
Sable	13	11

On calcule les différentes émissions de CO₂ et les différents coûts de revient des formules initiales fabriquées dans les Centrales *VM Matériaux* à Vertou, Héric et à Rennes, puis des nouvelles compositions optimisées qui respectent le cahier de charges de *Quille Construction* (Tableau 2-8).

L'optimisation du squelette granulaire et la diminution du volume de pâte nous a permis de faire à Vertou une économie de 34 kg de ciment par m³ de béton. En contrepartie, nous avons augmenté la quantité de superplastifiant utilisée de 780 g/m³. Le prix diminue de 2€/m³, et les émissions de CO₂ de 32 kg/m³. En France, la production de béton pour une centrale varie généralement entre 25000 et 75000 m³/an [41]. La marge d'amélioration des formules est plus importante pour les bétons ordinaires car ils n'ont pas des contraintes sévères vis-à-vis du comportement à l'état frais. Ainsi, bien que le pourcentage de production des BAP soit 2% environ de la production totale[7], on peut mener la même approche pour la majorité des bétons produits. Si on se base sur une production moyenne de 50000 m³ par centrale, et si par exemple la moitié de ces bétons peuvent subir le processus d'optimisation de formulation proposé ici, on peut estimer les gains potentiels. Economiquement, on peut réduire le coût de production annuelle de 50 k€ par centrale moyenne. La production annuelle de béton en France en 2013 est de 38,6.10⁶ m³, l'U.E de 217,7.10⁶ m³ et les Etats Unis de 230.10⁶ m³ [7].

³ BétonLab

⁴ Bilan Carbone V7

Si on reste au niveau de la France, et avec les mêmes hypothèses précédentes une économie de $38,6 \cdot 10^6$ € est possible si on optimise la formulation des bétons. Avec les mêmes statistiques on peut calculer les réductions d'émissions de CO₂. Ainsi, on peut diminuer les impacts en CO₂ d'une centrale moyenne de 808 t/an, au niveau national ce chiffre monte à $618 \cdot 10^3$ t/an. La moyenne des rejets de CO₂ pour une voiture en France est de 127g/km [42]. L'économie réalisée au niveau d'une centrale moyenne correspond à $6,4 \cdot 10^6$ km parcourus en voiture, et au niveau du pays à $4,9 \cdot 10^9$ km. Notons que le trafic routier français est estimé à $398,5 \cdot 10^9$ km, soit une réduction de la pollution de 1,2% par rapport à celle engendrée par les véhicules français en 2012.

Tableau 2-8 Emission CO₂ et prix des BAP par m³

	<i>Formule initiale</i>			<i>Formule fictive (Vp réduit)</i>			<i>Formule finale</i>		
	E/L _{éq}	CO ₂ (Kg/m ³)	Prix (€/m ³)	E/L _{éq}	CO ₂ (Kg/m ³)	Prix (€/m ³)	E/L _{éq}	CO ₂ (Kg/m ³)	Prix (€/m ³)
Centrale de Vertou	0,56	353	62,5	0,56	324	61	0,55	321	60,6
Centrale d'Héric	0,58	329	61	0,58	338	61,5	0,55	355	63,6
Centrale de Rennes	0,58	350	62	0,58	301	58,9	0,55	340	60,3

A la Centrale d'Héric et de Rennes, les formules initiales ne respectaient pas le cahier des charges de Quille Construction selon l'ancien calcul de la norme [15]. Nous étions obligés d'augmenter la quantité de ciment utilisée pour diminuer le rapport eau/liant équivalent à une valeur de 0,55. Cette augmentation conduit systématiquement à une hausse des émissions de CO₂ et du prix de la composition pour la formule d'Héric, car le volume de pâte était initialement bas, contrairement à la formule de Rennes dont la diminution du volume de pâte est derrière la baisse de prix enregistrée. Si la contrainte par rapport à E/L_{éq} n'est pas prise en compte, le prix et les émissions CO₂ seront encore plus faibles (formule fictive dans le Tableau 2-8). L'utilisation d'un CEM I au lieu d'un CEM II changera les coefficients de prise en compte de l'addition en diminuant la quantité de ciment utilisée de 25 kg (-25 kg/m³ et -2,5 €/m³). Ceci nous conduit à nous interroger sur l'efficacité de ce critère. En effet, son premier but est de réduire la quantité d'eau utilisée, le deuxième est de garantir un dosage minimal de ciment dans nos bétons. Si le premier point est facile à comprendre car l'augmentation de la quantité d'eau dégrade les diverses propriétés du béton, le deuxième est plus difficile à justifier surtout que les coefficients de prise en compte du filler dans le calcul du liant équivalents sont faibles. Cette réflexion se fonde sur le fait que la substitution du ciment par du filler ne fait que dégrader le comportement, ce qui sera remis en cause par la suite.

2.3 Bilan

L'objectif de ce chapitre est d'obtenir des compositions de BAP plus fiables plus écologiques et plus économiques. Trois méthodes sont présentées dans ce chapitre: optimisation du mortier, optimisation de la pâte et optimisation du squelette granulaire. La première donne des compositions riches en fines, la deuxième conduit à un surdosage en granulats. Nous optons

dans notre étude pour la dernière méthode qui se fonde sur le modèle d'empilement compressible et qui introduit des notions physiques comme la compacité. L'objectif sera donc de choisir les proportions granulaires adéquates pour réduire le volume de vide dans la composition granulaire. A volume de pâte égal une formulation dont le squelette granulaire est plus compact sera plus fluide.

Un mode opératoire est présenté pour la formulation des BAP. Il contient sept étapes, allant de la caractérisation des granulats jusqu'au coulage sur chantier. La détermination de la compacité des granulats met en évidence des différences importantes entre les gisements. En effet, les granulats roulés et les fractions granulaires étendues présentent une meilleure compacité. Leur utilisation permettra donc une réduction de la quantité de pâte utilisée et donc une diminution du ciment.

La caractérisation des granulats permet de calculer et de proposer des BAP optimisés à partir de formules initiales utilisées sur les centrales de notre partenaire VM matériau. Des essais en laboratoire, sur trois centrales et sur trois projets sont alors réalisés. Ceci nous a permis l'amélioration de notre processus de formulation et la proposition d'un mode opératoire complet.

Notre approche permet aussi la fabrication des ECOBAP en réduisant le dosage en ciment des compositions. Les émissions CO_2 sont alors diminuées et le prix de fabrication réduit, même si les dosages en ciment posent la question de la pertinence du calcul de liant équivalent. L'optimisation de la formulation permet donc de faire à partir des mêmes matériaux des gains intéressants. L'adaptation de notre approche au niveau d'une centrale à béton ou d'un fabricant de béton permettra une réduction importante des émissions et en même temps des économies non négligeables dans le contexte économique actuel. Ce résultat sera plus marqué si les entreprises de taille nationale ou internationale orientent leur politique vers des ECOBAP.

Partie II : Comportement différé des BAP

Partie II: Chapitre 3

Hydratation et retrait différentiel: étude des phénomènes et interprétation des mesures

Dès l'apparition des BAP, la lumière a été projetée sur leur susceptibilité à développer un retrait plus important que les bétons dits ordinaires. Cette crainte serait due à la nature particulière de la formulation des BAP avec des volumes de pâte plus élevés même si le rapport eau ciment est plus faible [10]. Dès lors il nous a semblé intéressant d'approfondir nos connaissances vis-à-vis de cette caractéristique, en effectuant un état de l'art sur lequel nous allons nous baser pour établir un programme expérimental qui éclaircirait quelques points sur le retrait des bétons.

Depuis les premières études sur la fissuration des bétons, le retrait a toujours été désigné comme une cause principale, parfois sans considération des autres caractéristiques pouvant influencer le comportement à long terme d'un matériau hétérogène vieillissant : module, fluage etc. Ainsi pour l'étude de la sensibilité des BAP à la fissuration il est nécessaire de bien étudier et caractériser cette notion de retrait : des méthodes expérimentales bien réfléchies ainsi qu'une bonne interprétation des résultats sont obligatoires pour tirer des conclusions fiables.

Le retrait des bétons peut avoir des causes différentes et dépend des conditions environnantes, d'où les nominations multiples de ce dernier : retrait plastique, retrait endogène, retrait de dessiccation. Notre problématique concerne le comportement à long terme, nous allons donc plutôt nous focaliser sur le retrait dû au séchage nommé communément retrait de dessiccation. Celui-ci se développe lentement et il est directement lié au comportement vieillissant du béton. Ce retrait, dû au gradient hydrique entre le matériau et son environnement, mène à une évolution des profils d'humidité et de saturation créant ainsi des dépressions capillaires causant la déformation du béton.

Si le matériau était homogène, le comportement mécanique pourrait être décrit plus facilement, puisqu'il serait tout simplement la conséquence de son état hydrique. La littérature présente des solutions pour la description de ce comportement, et les profils d'humidité relative peuvent être modélisés. La plupart des études existantes à ce sujet sont fondées sur des résultats expérimentaux pour le calage des coefficients hydriques, car les paramètres impactant le comportement du béton sont nombreux et mêmes aléatoires surtout dans les conditions réelles de la construction. Ces dernières sont difficilement prévisibles. L'autre particularité du matériau béton concerne le couplage hydratation-séchage qui rend son comportement plus complexe à décrire [43].

Pour répondre à ces questions, ce chapitre présente d'une campagne expérimentale visant à obtenir des données en laboratoire représentatives du comportement des voiles. Pour cela, le diamètre des éprouvettes utilisées (16 cm) est important. L'objectif est d'étudier le comportement différentiel pouvant exister dans ce type de structure, et pouvant représenter

l'une des sources de fissuration des bétons. En effet, la particularité du problème est liée au couplage hydratation-séchage : l'avancement de l'hydratation conduit au rétrécissement du réseau poreux, qui à son tour fait diminuer la perméabilité du matériau, et donc son séchage. En même temps, l'évolution du séchage au sein de l'éprouvette tend à ralentir l'hydratation voire même à l'arrêter. Les évolutions au cours du temps des différentes caractéristiques sont mesurées, comme l'hydratation, la porosité, les profils d'humidité et le retrait. A partir de ces caractéristiques une théorie est proposée pour la détermination de la déformation libre qui ne correspond pas au retrait mesuré puisqu'il ne prend pas en compte le degré d'empêchement existant au sein du béton. De ces deux grandeurs les contraintes au sein du béton vont être déduites.

3.1 Etat de l'art : approches et outils disponibles

La fissuration des bétons est directement liée au retrait développé par le matériau béton. Il peut avoir comme source l'auto-dessiccation due à l'hydratation du ciment, on parlera alors de retrait endogène [44]. Le retrait de dessiccation trouve son origine dans le séchage qui engendre un gradient d'humidité entre l'intérieur et l'extérieur de la structure [11]. Cette déformation est influencée par les conditions limites comme la température ambiante ([44][45][46]), l'hygrométrie et/ou la vitesse du vent.

Généralement, les études publiées sont menées sur des bétons matures avec une hydratation bien avancée [47]. Ces études sont intéressantes puisqu'elles permettent de se focaliser sur le phénomène de séchage. L'hypothèse qui est systématiquement faite et qui est compréhensible dans ce cas est l'homogénéité du matériau du point de vue des propriétés de son réseau poreux. La perméabilité ne varie donc plus en fonction de la porosité, mais elle continue à dépendre de l'humidité qui présente des valeurs variant en fonction du temps et de l'espace (Figure 3-1-a).

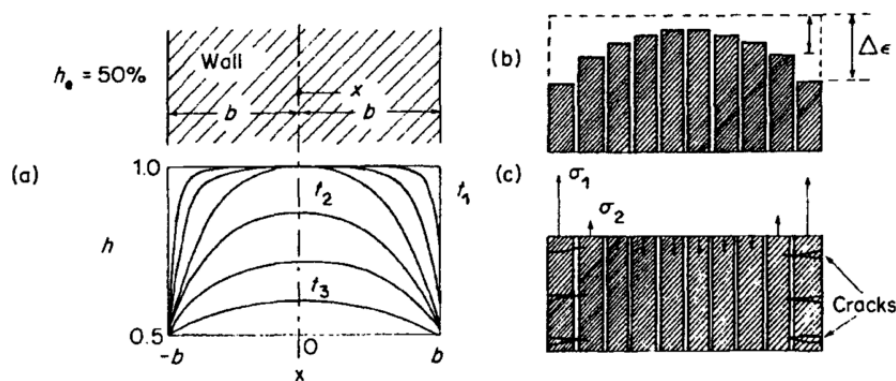


Figure 3-1 Evolution de l'humidité interne et son influence sur le retrait et la microfissuration des bétons (Bazant [48])

Le retrait libre doit être plus important au bord qu'au milieu vu le taux d'humidité plus bas. Ceci crée un retrait libre différentiel si l'on raisonne avec des tranches de béton distinctes. En réalité, il y a un effet d'action réaction entre les différentes parties qui va engendrer un retrait empêché. Le profil de contraintes engendrées sera en traction au bord et en compression au milieu (Figure 3-2). La faible résistance du béton à la traction va éventuellement créer des

microfissurations au bord (Figure 3-1-c) [49]. Une étude d'Ayano et Wittmann [50] fait la comparaison entre les mesures obtenues sur une éprouvette en un seul bloc et des tranches de béton assemblées, soumises à un séchage à 45% d'HR à partir de 14 jours. Elle démontre (Figure 3-3) que les valeurs de retrait sont plus importantes pour les couches de béton proches de la surface de séchage à cause de la liberté du mouvement entre les tranches. Le retrait mesuré sur l'éprouvette complète souligne l'empêchement existant au sein de l'éprouvette, puisque les valeurs sont plus équilibrées au sein de l'éprouvette.

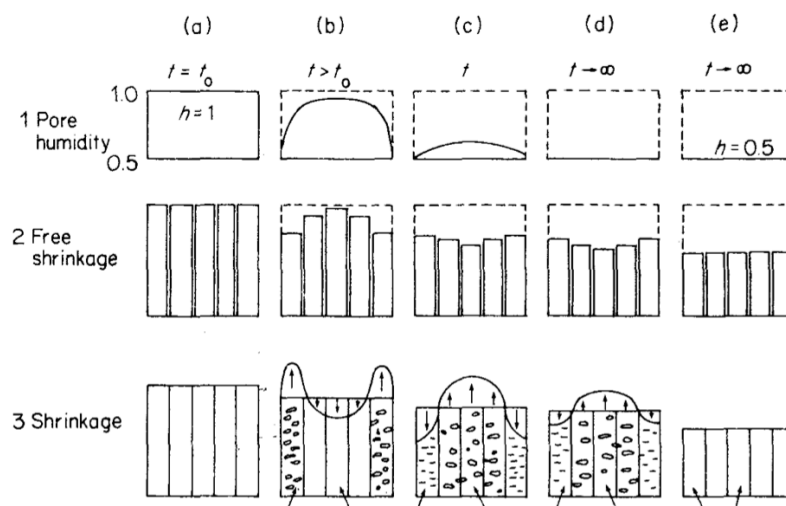


Figure 3-2 Evolution des contraintes au sein du béton avec le séchage de la structure (Bazant [48])

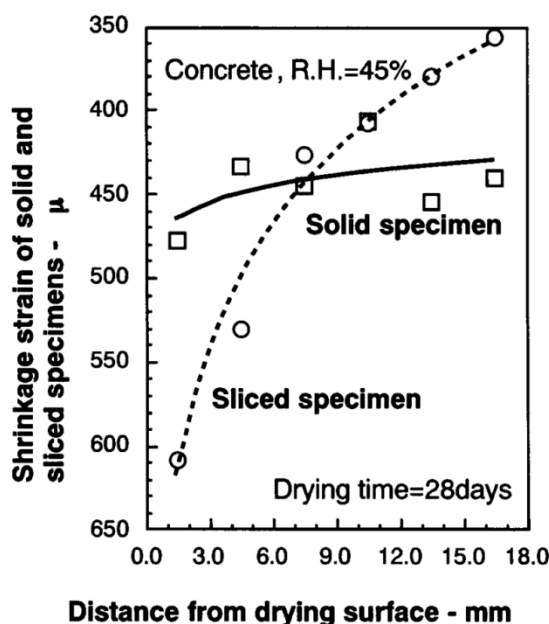


Figure 3-3 Comparaison entre le retrait différentiel empêché et non empêché (Ayano [50])

La composante chimique représentée par la réaction d'hydratation n'est clairement pas prise en compte dans ce raisonnement. En réalité, lors de la construction d'un ouvrage celle-ci dépend de plusieurs paramètres : l'humidité, la température, la nature et la finesse du ciment etc. Ceci impacte directement l'amplitude et la cinétique de l'hydratation [51]. Enfin la composition du béton ou de la pâte de ciment affectera aussi l'évolution de cette réaction [44].

Le béton est généralement coulé le soir et décoffré le lendemain pour permettre une rotation des coffrages. Si le coulage se fait en fin de semaine il sera décoffré au moins après 48 heures. Pour ces durées de coffrage l'hydratation n'est pas encore achevée et on assiste donc à un couplage de celle-ci avec le séchage. Les conditions du laboratoire sont alors difficilement extrapolables vers celles du chantier, car le couplage hydratation-séchage est négligé.

Des études ont porté sur ce couplage surtout pour des bétons pour lesquels l'effet de l'hydratation devient important à cause des conditions externes ou de la formulation. C'est le cas en particulier pour les bétons avec une grande proportion de ciment et un rapport eau ciment faible, les BHP (bétons hautes performances) sont la preuve de l'importance de cette prise en compte du couplage [52].

Le profil d'humidité permet de voir l'évolution spatiotemporelle au sein du béton des conditions hydriques, affectées en même temps par le séchage et par l'hydratation. Il peut être mesuré avec des capteurs d'humidité à l'intérieur du béton [53] [54] [55] (Figures 3-4 et 3-5), puis les dépressions capillaires sont déduites. Couplées avec les saturations les dépressions offrent grâce à des équations empiriques ([55] [56]) ou des équations de poromécanique les sollicitations engendrées par le retrait [57]. Notons aussi que les profils d'humidité dépendent aussi de plusieurs paramètres comme l'humidité ambiante, ou la formulation du béton comme le montrent les résultats de l'imagerie neutronique de la Figure 3-6, pour une phase de mouillage du bas de l'éprouvette pour deux bétons ayant des rapports eau ciment de 0,4 et 0,6 [58].

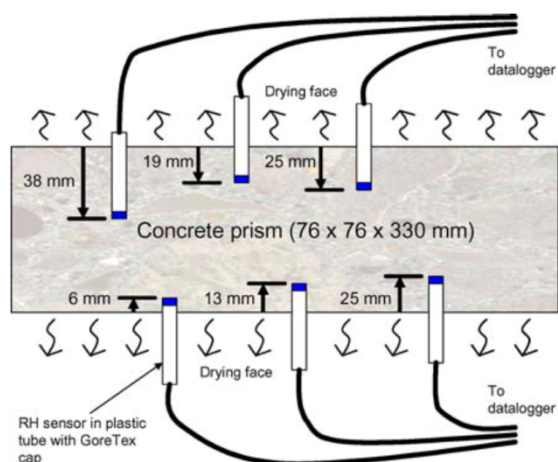


Figure 3-4 Schéma explicatif pour les mesures de l'humidité relative interne (Grasley [55])

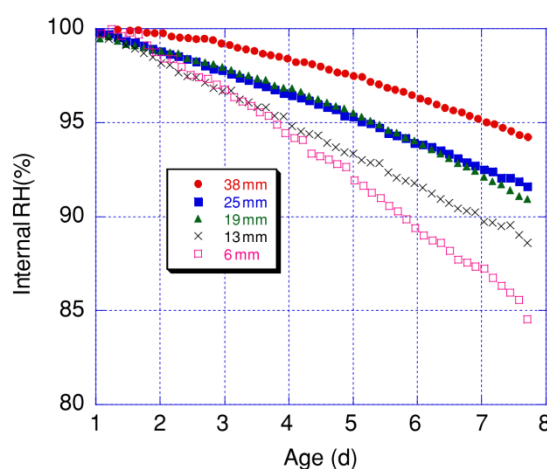


Figure 3-5 Evolution de l'humidité relative interne au sein du béton (Grasley [55])

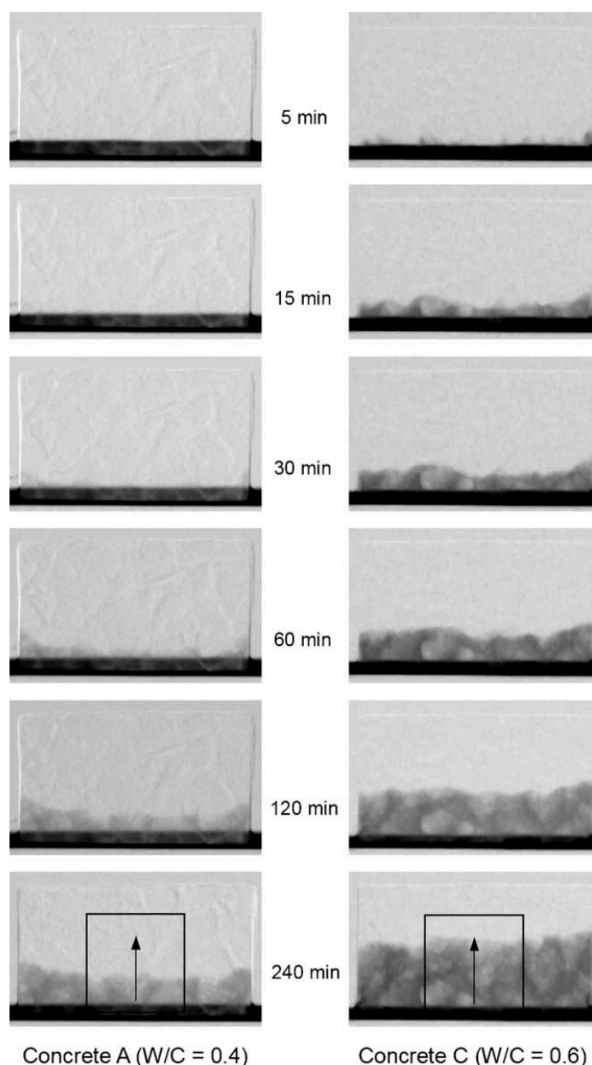


Figure 3-6 Observation de la pénétration de l'eau dans le béton par imagerie neutronique (Wittmann [58])

Pour une modélisation précise, les courbes de désorption isotherme sont nécessaires. En effet, elles permettent de faire le passage entre la saturation et l'humidité relative d'une part, et d'autre part d'avoir l'évolution du taux de saturation dans l'éprouvette de béton au cours du temps, dans le but de déterminer les contraintes et les déformations. Le taux de saturation peut être déterminé expérimentalement avec des mesures de perte de masse à des humidités relatives différentes [59] (Figure 3-7) ou par Gamma-densimétrie [60]. Elles peuvent aussi être déduites à partir des essais de porosimétrie à mercure [61]. Cependant, la plupart des calculs utilisent des données de la littérature ou des modèles pour la détermination de ces courbes [62] [63] [64] [65] [66].

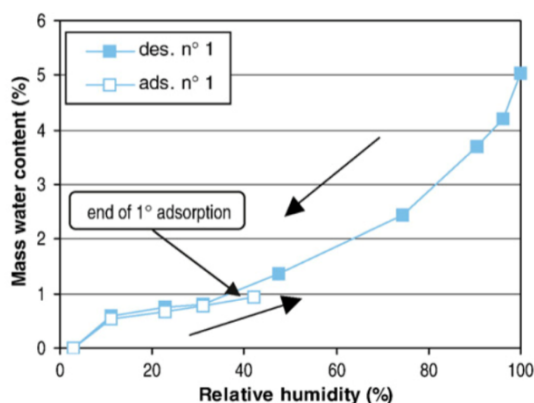


Figure 3-7 Exemple de courbe de désorption (Baroghel [59])

Une donnée importante et facilement mesurable est la perte de masse due au départ d'eau par séchage. Elle est suivie sur des éprouvettes en laboratoire ou déduite des profils de saturation par intégration sur le volume total de l'échantillon exposé au séchage[67].

En traçant les courbes de retrait de dessiccation en fonction de cette perte de masse, nous pouvons avoir une idée sur la relation entre le séchage et la déformation. Pour un matériau mature nous remarquons que la courbe commence avec une pente importante avant de se stabiliser à long terme, tandis que pour un matériau vieillissant, on observe trois paliers : le premier avec une perte de masse sans retrait, le deuxième avec une pente importante qui traduit la finesse du réseau poreux [11] [68], et le dernier représente une phase de stabilisation où le retrait ne s'opère plus.

Le comportement différentiel dans une structure de béton dépend de la différence d'humidité relative issue à la fois de la consommation d'eau par l'hydratation et du départ d'eau par séchage. La porosité est plus fine là où l'hydratation est avancée, et elle l'est au milieu où les conditions hydriques sont favorables pour les réactions chimiques entre le ciment et l'eau. La perméabilité est directement impactée par cette porosité. Il est donc normal d'avoir une perméabilité plus importante sur les bords des éprouvettes. Les variations de toutes ces caractéristiques doivent être prises en compte avant d'estimer le retrait au sein d'une même structure.

3.2 Programme expérimental

3.2.1 Composition des bétons étudiés

Une différence de comportement existe entre les différentes familles de béton. En effet, la formulation spéciale des BAP avec un volume de pâte élevé, et une nature de pâte différente influence l'évolution de la microstructure du matériau au cours du temps. Ce développement est lié au couplage hydratation séchage qui selon la composition du béton va tendre vers un béton qui sèche rapidement et qui empêche l'évolution de l'hydratation, ou l'inverse avec une grande cinétique d'hydratation fermant les pores et ralentissant l'avancée du séchage à l'intérieur du béton. Pour cela deux formules sont étudiées dans cette partie. La composition de BAP sera soumise à l'ensemble des tests de retrait, de porosité à l'eau, de porosimétrie mercure et de l'humidité relative interne, puisque le sujet de cette thèse reste les BAP. La

deuxième formule est un béton vibré qui sera soumis seulement à la mesure du retrait différentiel. Les deux compositions sont données dans le Tableau 3-1.

Dans cette partie nous aurons besoin de l'évaluation de la résistance à la traction du BAP, de son module d'Young et du coefficient de Poisson. La résistance à la traction est obtenue par des essais de fendage et le module d'élasticité est calculé à l'aide des courbes contraintes-déformations obtenues par les essais de compression. Le coefficient de Poisson est quant à lui évolué par un essai non destructif grâce au Grindosonic.

Tableau 3-1 Formulation des bétons pour l'étude du retrait différentiel.

<i>(kg/m³)</i>	<i>BAP REF</i>	<i>BV</i>
<i>Gravier (Amphibolite) 10/14 (G)</i>	290	875
<i>Gravier (Amphibolite) 6/10 (G)</i>	550	211
<i>Sable 0/4 (S)</i>	780	855
<i>Ciment (C)</i>	330	303
<i>Filler calcaire (A)</i>	210	-
<i>Superplastifiant</i>	2,8	-
<i>Eau (W)</i>	205	182
<i>V_G/V_S</i>	0,92	1,1
<i>E/C</i>	0,62	0,60
<i>E/(C+A)</i>	0,38	0,60
<i>Volume de pâte (l)</i>	391	280

3.2.2 Retrait et humidité relative

Les mesures nécessitent une longue période d'étude, et puisque le sujet de cette thèse s'articule sur les BAP, nous avons choisi de faire une étude complète sur ce dernier. Pour le béton vibré, seul le retrait différentiel sera mesuré sur une éprouvette de diamètre 163 mm. Pour le béton autoplaçant le retrait est mesuré sur les deux faces haute et basse sur les mêmes profondeurs par rapport à la surface de séchage que la précédente série d'essais. En ce qui concerne le béton vibré les mesures sont effectuées seulement sur la face haute du spécimen, avec trois capteurs LVDT installés à $r=0$; 4 et 7 cm (Figures 3-8, 3-9 et 3-10).



Figure 3-8 Photo des mesures de retrait différentiel en continu (1 mesure/heure)

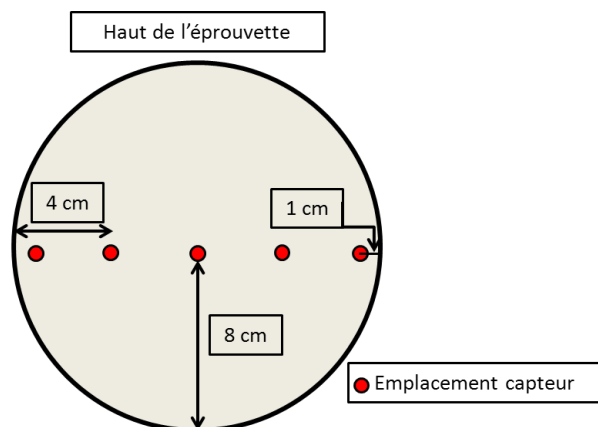


Figure 3-9 Schéma représentatif de la mesure de retrait différentiel en haut de l'éprouvette

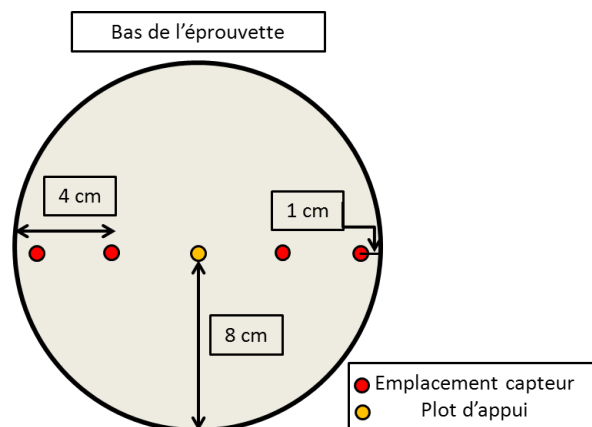


Figure 3-10 Schéma représentatif de la mesure de retrait différentiel en bas de l'éprouvette

Pour les mesures de l'humidité relative (Figure 3-11) des réservations sont faites lors du coulage du béton. Lors du décoffrage du béton à l'âge de 1 jour, on extrait les différentes réservations et on place les capteurs. Les emplacements correspondent à ceux du retrait avec 1 cm, 4 cm et 8 cm à partir de la surface de séchage. Vu que cette donnée mesurée varie beaucoup dans les premiers centimètres, nous avons ajouté un quatrième emplacement à 2 cm du bord de l'éprouvette. Une borne d'acquisition est utilisée pour la collecte des données avec une fréquence d'une mesure par heure, pendant presque une année. Les différents capteurs sont placés à des angles différents pour réduire l'impact mutuel des trous sur le séchage (Figure 3-12).

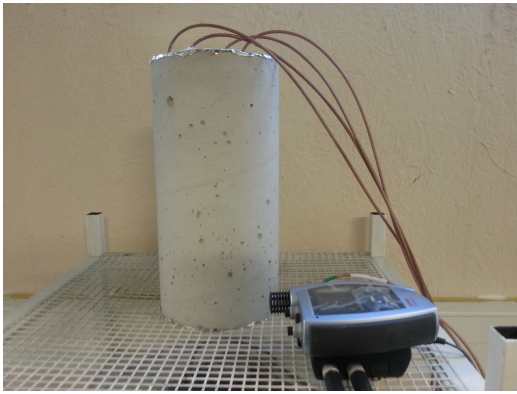


Figure 3-11 Photo de l'essai de mesure de l'humidité relative interne

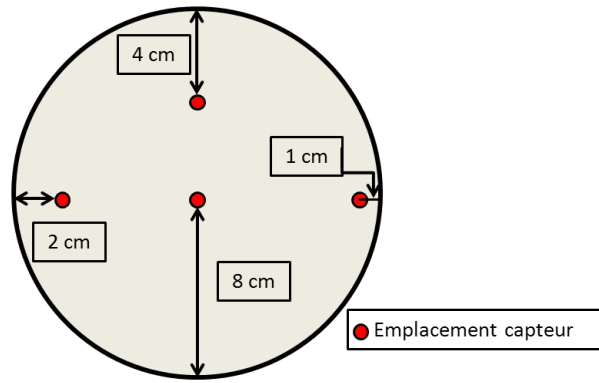


Figure 3-12 Schéma des emplacements des capteurs d'humidité relative

Pour les mesures de retrait et d'humidité relative, les éprouvettes sont protégées du séchage sur les deux faces haute et basse avec de l'adhésif aluminium. Toutes les éprouvettes sont décoffrées à 24h, et elles sont maintenues pendant toute la durée des essais à une humidité relative de $50 \pm 5\%$, et à une température de $20 \pm 1^\circ\text{C}$.

3.2.3 Porosité et hydratation

Dans le but de caractériser l'évolution du BAP, des mesures de la porosité à l'eau et de la porosimétrie à mercure sont effectuées à différents âges. De même le suivi de l'hydratation est effectué grâce à un calorimètre isotherme à béton.

La porosité est mesurée à 1 jour, 2 jours, 7 jours, 28 jours et 1 an sur des échantillons de béton ($1,5 \text{ cm}^3$) prélevés dans des éprouvettes de mêmes dimensions soumises aux mêmes conditions de séchage. Ils sont prélevés à des profondeurs qui correspondent à la mesure de retrait à savoir le milieu ($r=0$), le quart ($r=4 \text{ cm}$), et d'un centimètre du bord de l'éprouvette ($r=7 \text{ cm}$). Une scie spéciale permet ce prélèvement assez précis sans dégradation des échantillons, grâce à une bonne fixation du matériau. La coupe est effectuée sans la séparation de la pâte des granulats, ou la dégradation de ces derniers. Ces prélèvements servent à la mesure de la porosité accessible à l'eau, et à la porosimétrie mercure dont les définitions sont données en dessous.

La porosité est le rapport du volume des pores d'un corps d'épreuve à son volume apparent. Elle s'exprime en pourcentage et peut être classée en trois parties : ouverte ou accessible (ces pores sont en principe, tous ceux qui sont en communication avec l'extérieur, soit directement, soit de proche en proche), fermée (n'est pas accessible), et totale (somme des porosités ouverte et fermée).

La porosité accessible à l'eau du béton durci [69], est calculée à partir des mesures de masse suivantes :

- masse apparente dans l'eau après immersion dans l'eau (pesée hydrostatique) d'un corps d'épreuve de béton préalablement imprégné à l'eau sous vide : M_{eau} (Figure 3-13);
- masse dans l'air libre du même corps d'épreuve imbibé : M_{air} ;

- masse à l'état sec : M_{sec} .

L'équation (3-1) donne la formule pour la détermination de cette porosité à partir des mesures de masse précédente:

$$\phi = \frac{M_{air} - M_{sec}}{M_{air} - M_{eau}} \times 100 \quad (3-1)$$

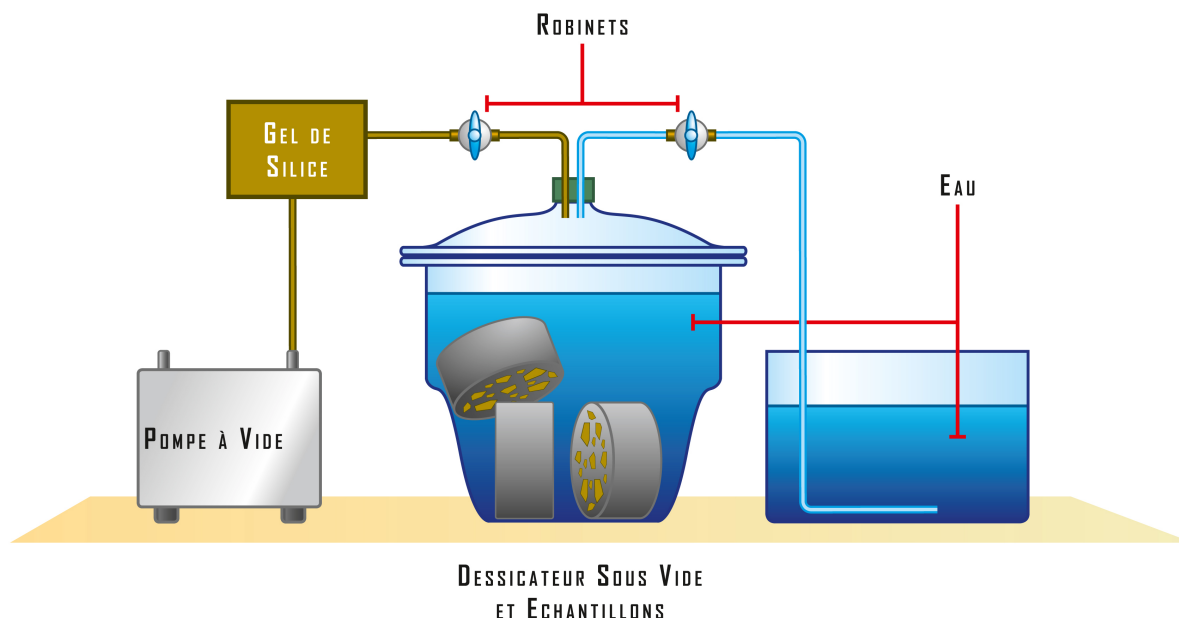


Figure 3-13 Schéma de l'essai de la porosité accessible à l'eau

Pour l'étude de l'effet de peau, des échantillons sont prélevés sur une éprouvette protégée du séchage pendant une année, avec une double couche d'adhésif aluminium. Quatre échantillons de taille $2 \times 2 \times 2 \text{ cm}^3$ et deux échantillons de taille $0.3 \times 2 \times 2 \text{ cm}^3$ sont prélevés au bord qui est en contact avec le coffrage. Ils sont soumis à l'essai de la porosité à l'eau. La deuxième taille plus fine représente la peau du matériau, avec un taux des granulats très faible comparé avec le centre de l'éprouvette. Cette dispersion granulaire est due à l'effet de paroi lors du coulage du béton.

La porosimétrie mercure est réalisée à l'aide d'un porosimètre de marque Micromeritics de type autopore IV dont la gamme de pression peut atteindre 400 MPa. Elle permet au mercure de pénétrer dans des pores de diamètres compris entre $0,003 \text{ }\mu\text{m}$ et $360 \text{ }\mu\text{m}$. L'injection du mercure dans l'échantillon se fait par palier. Le résultat de cet essai est obtenu sous forme d'une courbe d'intrusion-extrusion, à partir de laquelle les différents paramètres décrivant la structure porale de l'échantillon sont déduits.

Lorsqu'une réaction se produit dans un matériau comme le béton, sa température change. Dans le cas de l'hydratation du ciment, la réaction est exothermique, ce qui signifie qu'elle va augmenter. Cette variation de température dans l'échantillon entraîne un échange de chaleur avec l'environnement. Le flux de chaleur créé est proportionnel à la vitesse de la réaction. L'essai de calorimétrie isotherme a pour objectif la mesure de ce flux, la Figure 3-14 représente le calorimètre isotherme utilisé dans cette étude.

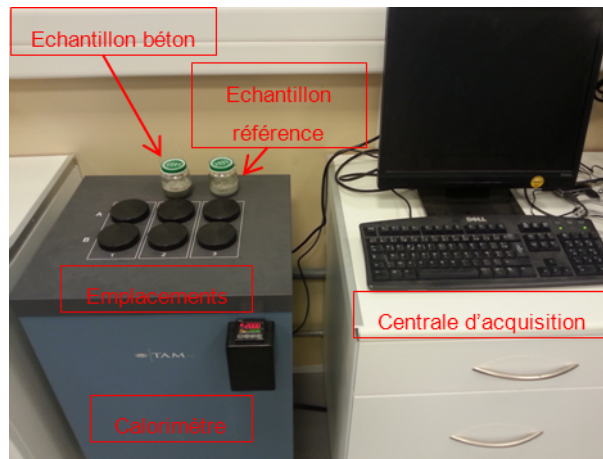


Figure 3-14 Calorimètre isotherme

L'ensemble des essais réalisés dans ce chapitre est rassemblé dans le Tableau 3-2.

Tableau 3-2 Récapitulatif des essais réalisés sur les éprouvettes de diamètre 163mm

<i>Rayon (cm)</i>	<i>0</i>	<i>4</i>	<i>6</i>	<i>7</i>
<i>Porosité à l'eau</i>	<i>1, 7, 28, 365j</i>	<i>1, 7, 28, 365j</i>	<i>-</i>	<i>1, 7, 28, 365j</i>
<i>Porosité à mercure</i>	<i>1, 7, 28</i>	<i>1, 7, 28</i>	<i>-</i>	<i>1, 7, 28</i>
<i>Humidité relative</i>	<i>Continue</i>	<i>Continue</i>	<i>Continue</i>	<i>Continue</i>
<i>Retrait</i>	<i>Continue</i>	<i>Continue</i>	<i>Continue</i>	<i>Continue</i>

3.3 Résultats et discussion

Le retrait de dessiccation de l'éprouvette est mesuré en continu. La Figure 3-15 montre l'évolution au cours du temps de cette donnée, et la Figure 3-16 son évolution en échelle logarithmique. Nous remarquons que la courbe continue à augmenter jusqu'à 300 jours, puis une phase de stabilisation commence. Les données semblent suivre une asymptote à la fin de l'essai. Il est à noter que la durée de l'essai est importante, le coût de cet essai comme tel sera très élevé et difficilement applicable pour qualifier des formulations de béton destinées aux industriels. Rappelons que l'objectif de cette partie est l'étude de l'évolution de la microstructure et son impact sur le retrait des BAP. Ainsi, pour les études classiques visant à suivre seulement l'évolution du retrait, l'accélération des essais va être envisagée.

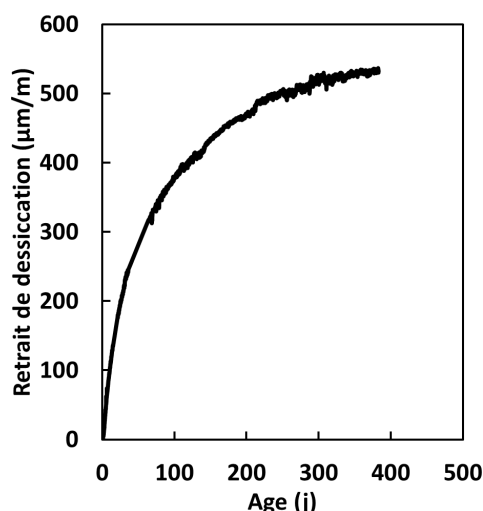


Figure 3-15 Evolution du retrait de dessiccation en fonction du temps de l'éprouvette Ø163mm

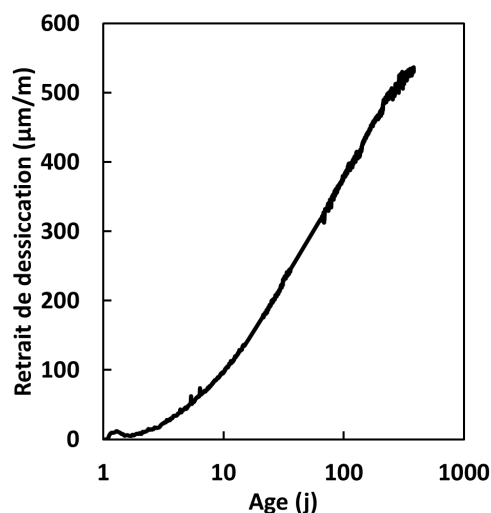


Figure 3-16 Evolution du retrait de dessiccation en fonction du temps de l'éprouvette Ø163mm en échelle logarithmique

Après la présentation de la forme générale des mesures de retrait obtenues, nous allons présenter maintenant les résultats du retrait différentiel pour le BAP. Le suivi est effectué doublement pour chaque point, comme le présente les Figures 3-8, 3-9 et 3-10. Nous présentons donc une moyenne des deux mesures pour chaque point dans la Figure 3-17. Il est normal de voir que le retrait mesuré augmente avec le temps puisque le phénomène de séchage continue et les dépressions capillaires augmentent. Il est à noter que le retrait mesuré au quart extérieur de l'éprouvette ainsi qu'au milieu reste du même ordre, alors qu'on pouvait s'attendre à un retrait plus important au quart si on raisonnait en humidité relative, ou au milieu si on raisonnait en porosité. En effet, d'une part une hydratation plus importante au milieu signifiera un réseau poreux plus fin et donc des contraintes plus importantes d'après la relation de Laplace. D'autre part une humidité plus basse au quart signifiera aussi des contraintes plus importantes et donc des déformations plus grandes. Le résultat obtenu semble traduire la compétition entre les deux phénomènes de séchage et d'hydratation.

En ce qui concerne le bord de l'éprouvette ($r=7\text{ cm}$), le résultat est différent du précédent puisqu'un retrait différentiel est observé. Les déformations mesurées au bord de l'échantillon sont plus faibles, ceci semble traduire la prédominance de l'effet de l'hydratation par rapport au séchage. Si ce dernier était plus important le résultat serait plutôt inversé. Ainsi, pour un matériau homogène ou un béton mature le retrait doit être normalement plus grand au bord. Le couplage hydratation-séchage fait qu'au bord le séchage est rapide au départ et l'hydratation est rapidement stoppée, par conséquent les pores restent larges, et même en séchant plus, ils n'entraînent pas une déformation importante comparée au quart et au centre de l'éprouvette.

Les mesures de déformations ont été aussi faites en bas de l'éprouvette pour pouvoir répondre à la question de l'existence d'effets structuraux qui peuvent être à l'origine de cet écart observé pour les différents points de l'éprouvette. Ces effets peuvent être dus à la nature de l'appui au centre bas de l'éprouvette, conduisant à sa flexion. Nous remarquons dans les résultats obtenus que cette déformation reste très faible même pour des durées très longues.

Nous pouvons donc dire que les déformations enregistrées en haut de l'éprouvette sont un résultat direct de l'évolution de la microstructure du béton couplé au phénomène de séchage.

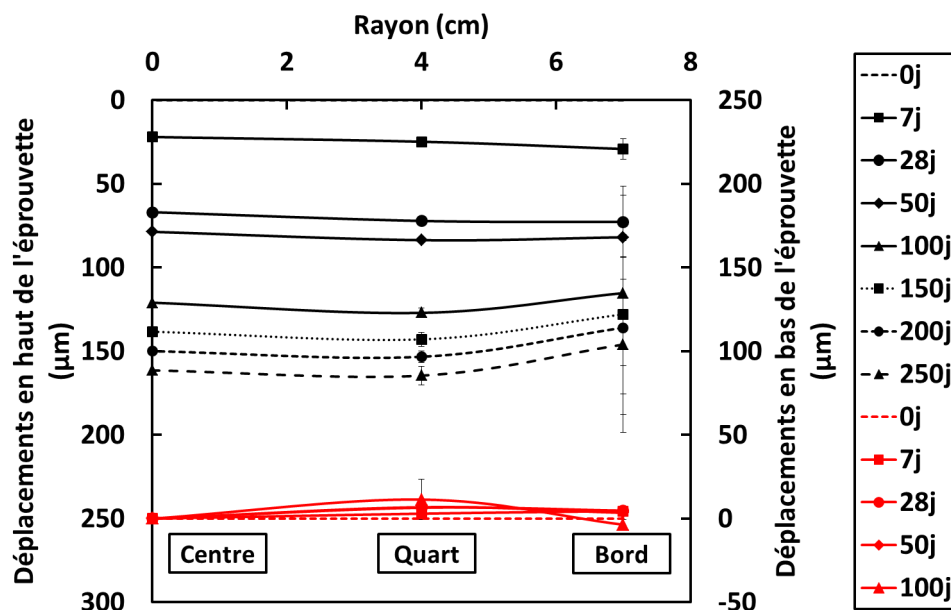


Figure 3-17 Mesure de retrait différentiel à des âges différents

Pour mieux comprendre ce résultat, l'évolution de l'humidité relative interne est mesurée pendant toute la durée des essais, comme le montre la Figure 3-18. Le temps de réponse rapide des capteurs est visible dans l'effet rapide des fluctuations de l'humidité relative ambiante sur les mesures à 1 et 2 cm du bord. Plus on s'éloigne de la surface exposée de l'éprouvette plus la cinétique de séchage est lente, et plus la valeur de l'humidité est grande. Nous remarquons qu'après environ une année d'essai, l'éprouvette n'a pas encore atteint l'équilibre hydrique, et elle continue toujours à sécher même à 1 cm de la surface de séchage. Ce résultat est important sachant que selon certains auteurs l'hydratation s'arrête en dessous de 70% d'HR [70] [53], alors le degré de saturation serait plus approprié pour la définition de ce seuil. Cette humidité est liée à la teneur en eau qui conditionne l'arrêt ou la poursuite de l'hydratation. Cela signifie qu'après une année, plus de la moitié de l'éprouvette continue en principe de s'hydrater même si à cet âge un pourcentage élevé de cette réaction est déjà atteint. Pour l'autre moitié de l'éprouvette l'hydratation s'arrête après plus de 100 jours, et même à cet âge l'hydratation est très avancée.

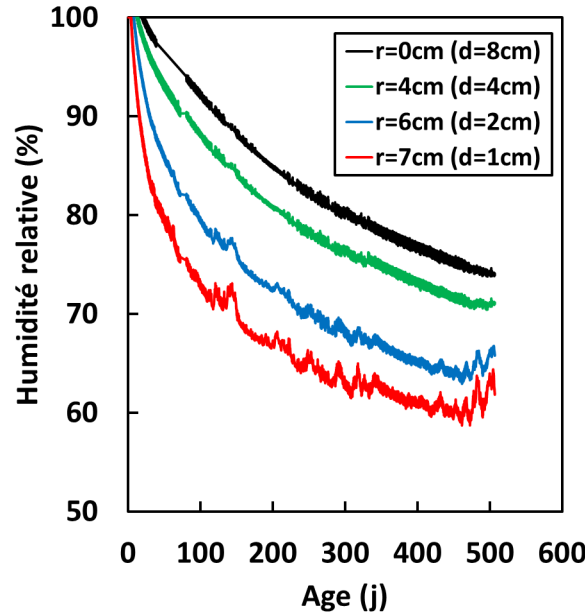


Figure 3-18 Evolution de l'humidité relative interne dans le BAP

L'existence d'une durée pour laquelle l'humidité relative reste égale à 100% est à noter, même après le début du séchage. Ce temps de réponse est plus important pour le centre de l'éprouvette ce qui est prévisible. En effet, avec une modélisation rapide du séchage avec une loi de Fick le résultat peut être retrouvé. En effet, dans le cas d'un cylindre infini avec une humidité relative externe constante, la solution analytique du problème peut s'écrire comme suit [71] [72]:

$$\frac{RH - RH_i}{RH_l - RH_i} = 1 - \frac{2}{R} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\exp(-D\alpha_n^2 t) J_0(r\alpha_n)}{\alpha_n J_1(R_0\alpha_n)} \quad (3-2)$$

Avec RH_i , RH_l l'humidité relative initiale et l'humidité relative limite, D le coefficient de transport de l'eau, J_0 et J_1 les fonctions de Bessel d'ordre zéro et un. $R_0\alpha_n$ les racines de la fonction de Bessel d'ordre 0, et R_0 le rayon du cylindre.

Pour les conditions de notre essai, la Figure 3-19 représente le résultat de la modélisation en comparaison avec les résultats expérimentaux. Il est à noter par contre qu'il est difficile de reproduire avec un modèle aussi simple le comportement exact dans les différents points de l'éprouvette. Cette difficulté a comme source l'évolution complexe du coefficient de transport en fonction du temps, de l'espace, de l'humidité interne et de la porosité. Des études se basant sur un seul point de mesure peuvent induire en erreur avec cette approche [73].

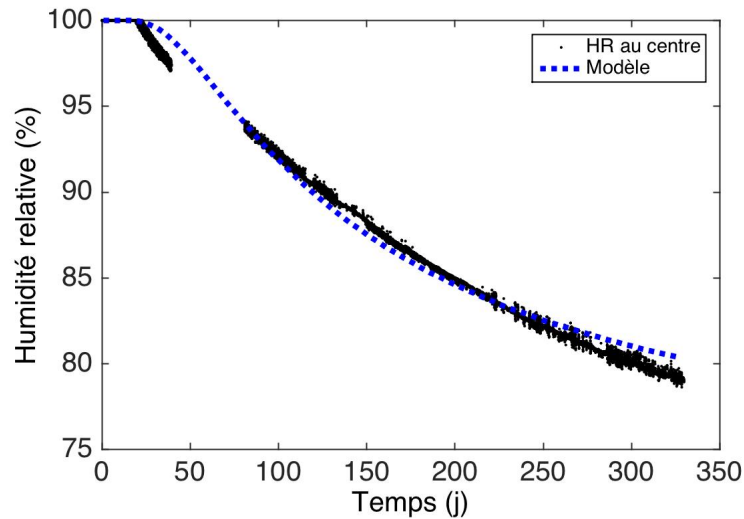


Figure 3-19 Modélisation du séchage au centre de l'éprouvette

Tableau 3-3 Données pour la modélisation du séchage

HR_i	HR_f	D	R
100%	50%	$5.10^{-6} cm^2/s$	81,5mm

Le profil expérimental de l'humidité relative peut être tracé (Figure 3-20) et modélisé (Figure 3-21). Il montre que l'écart hydrique entre deux points séparés de la même distance est plus important si ces deux points se rapprochent de la surface de séchage. D'où l'existence d'un effet de bord, qui va être accentué avec les petites tailles d'éprouvettes. La modélisation donne une forme acceptable des profils d'humidité, cette forme est généralement utilisée pour le calcul du retrait dans quelques publications [72] [56] [74], même si elle reste très liée au coefficient de transport D , qui représente le seul paramètre calibré. Avec un modèle qui considère le matériau homogène, il est donc difficile de bien reproduire le même comportement hydrique du béton (Figure 3-20 et Figure 3-21).

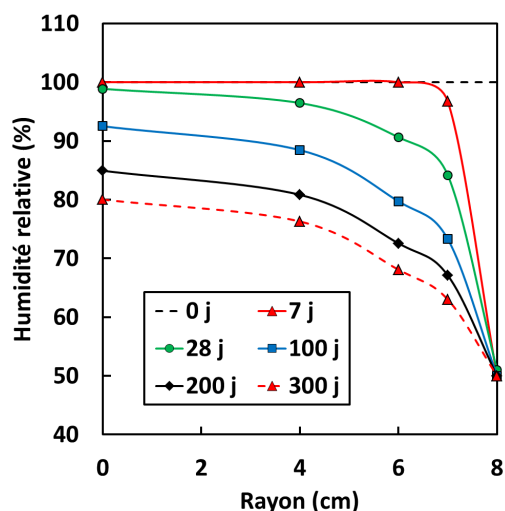


Figure 3-20 Profil d'humidité relative expérimental

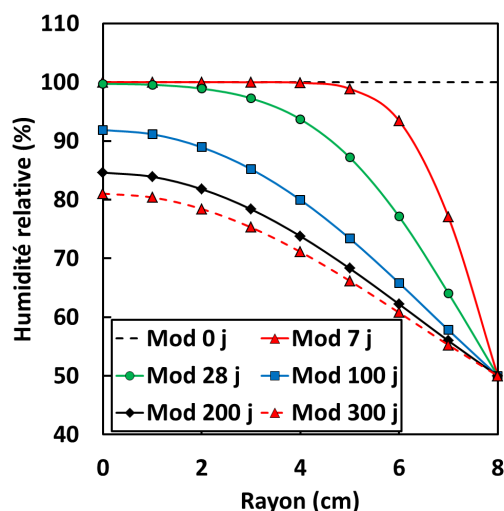


Figure 3-21 Profil d'humidité relative modélisé.

Pour le suivi de la porosité du béton deux essais sont effectués, la porosimétrie à mercure et la porosité à l'eau. La première nous donne une idée sur la distribution poreuse au sein du béton et la deuxième une estimation de la porosité globale. En ce qui concerne la porosité à mercure elle nous donne une sous-estimation de la porosité [75], mais d'un point de vu comparatif elle peut servir à classer les échantillons. Ainsi nous voyons dans la Figure 3-22 et la Figure 3-23 des porosités qui diminuent avec le temps, suite à la réaction d'hydratation. La porosité au bord semble très lente à évoluer puisque même à une année du début de l'essai, elle n'a pas diminué de façon significative, contrairement au quart de l'éprouvette. Le rayon médian des pores qui traduit la finesse de la porosité du béton, donne le même résultat puisque les pores sont, plus grands au départ du séchage, et leur volume tend à diminuer avec le temps. Ce rétrécissement de la porosité est encore une fois plus important au centre de l'éprouvette (Figure 3-24).

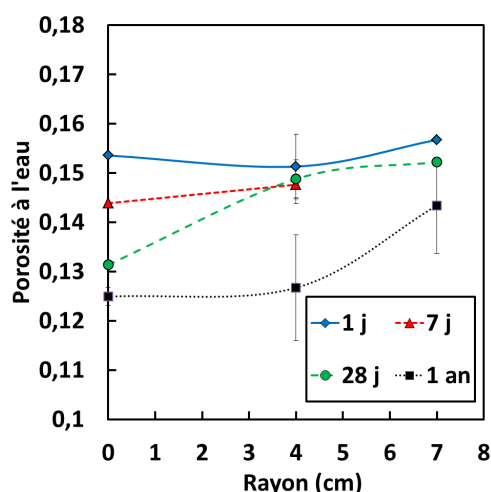


Figure 3-22 Evolution spatio-temporelle de la porosité à l'eau

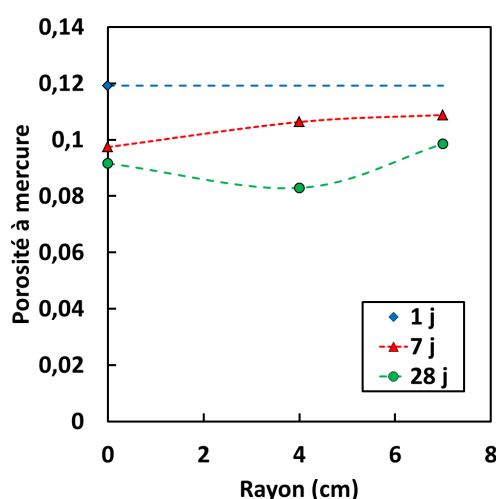


Figure 3-23 Evolution spatio-temporelle de la porosité mercure

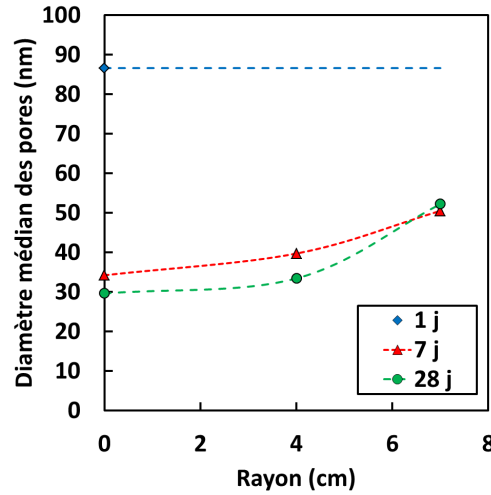


Figure 3-24 Evolution spatio-temporelle du diamètre médian des pores

Le retrait libre total mesuré est exprimé comme la somme du retrait libre calculé de la déformation de fluage et de la déformation élastique [55], l'équation (3-3) exprime cette relation.

$$\varepsilon_T = \varepsilon_{sh} + \varepsilon_{cr} + \varepsilon_{el} \quad (3-3)$$

ε_T : Le retrait libre total mesuré

ε_{sh} : Le retrait libre calculé

ε_{cr} : Déformation de fluage

ε_{el} : Déformation élastique

On peut exprimer ce retrait total sous la forme :

$$\varepsilon_T = \varepsilon_{sh} + \frac{\sigma}{E} (1 + \varphi) \quad (3-4)$$

σ Contraintes développées au sein du béton

φ est le coefficient de fluage

Les contraintes développées peuvent alors être exprimées par l'équation suivante :

$$\sigma = \frac{(\varepsilon_T - \varepsilon_{sh}) \cdot E}{(1 + \varphi)} \quad (3-5)$$

Pour le calcul du retrait à partir des données expérimentales en notre possession, nous avons absolument besoin des courbes de désorption pour passer de l'humidité relative à la saturation. Nous proposons pour cela une méthode de calcul à partir de la littérature.

A partir des courbes de porosimétrie nous pouvons déduire les profils de désorption, et ce en suivant le diagramme présenté dans la Figure 3-25. On commence par se donner une humidité donnée, et on déduit un rayon correspondant avec l'équation de Kelvin-Laplace. On ajoute à

ce dernier l'épaisseur d'eau adsorbée donnée par l'équation (1-1). A partir de l'essai de porosimétrie à mercure on déduit le volume saturé pour ce rayon de pores, qu'on ramène à la porosité totale accessible à l'eau pour calculer la saturation. Ainsi nous avons pour chaque humidité relative une saturation correspondante, et la courbe de désorption peut être construite Figure 3-27. Notons que la porosimétrie mercure surestime les pores fins (effet bouteille d'encre), peut endommager la matrice et suppose que les pores sont cylindriques [75].

$$e_a(h) = 3.10^{-10} \times n(h) \quad (3-6)$$

Avec :

$$n(h) = \frac{Ch}{(1-h)(1+(C-1)h)} \quad (3-7)$$

Et C est donné par l'équation (3-8) selon Xi [76]:

$$C = \exp\left(\frac{855}{RT}\right) \quad (3-8)$$

R est la constante des gaz parfait, et T la température en Kelvin.

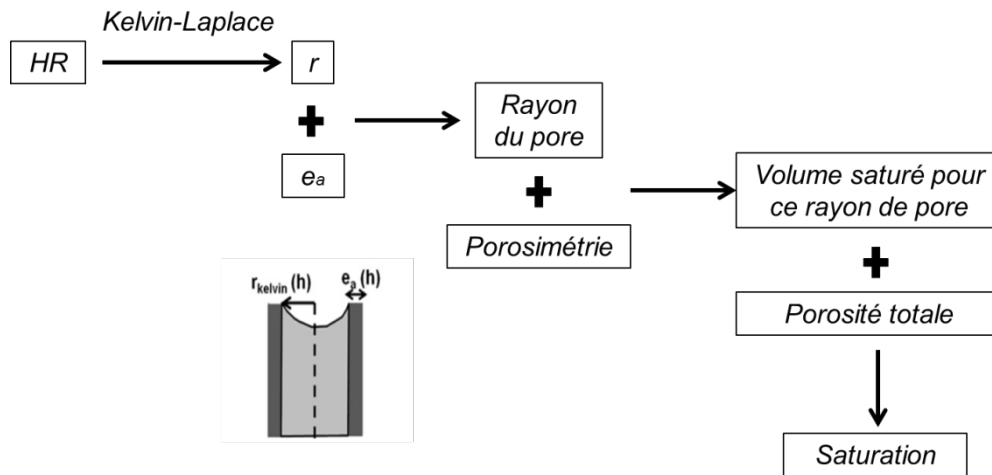


Figure 3-25 Diagramme explicatif de la détermination des courbes de désorptions

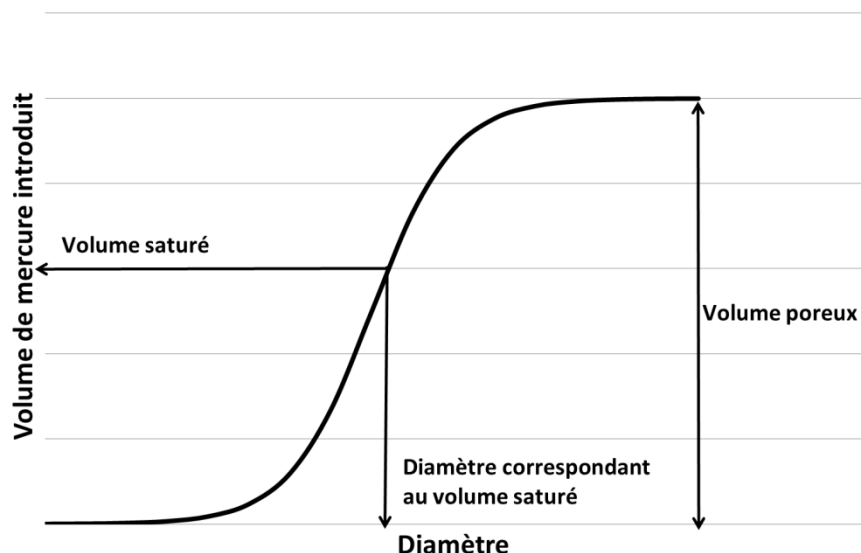


Figure 3-26 Détermination du volume saturé à partir de la courbe d'intrusion de mercure

Les deux définitions qui suivent se basent sur l'hypothèse stipulant que les pores ont une forme cylindrique. Le diamètre moyen des pores est défini comme quatre fois le rapport du volume total de mercure introduit, et de la surface totale des pores. Le diamètre médian des pores est défini comme le diamètre correspondant à 50% d'introduction du volume de mercure dans l'échantillon [77].

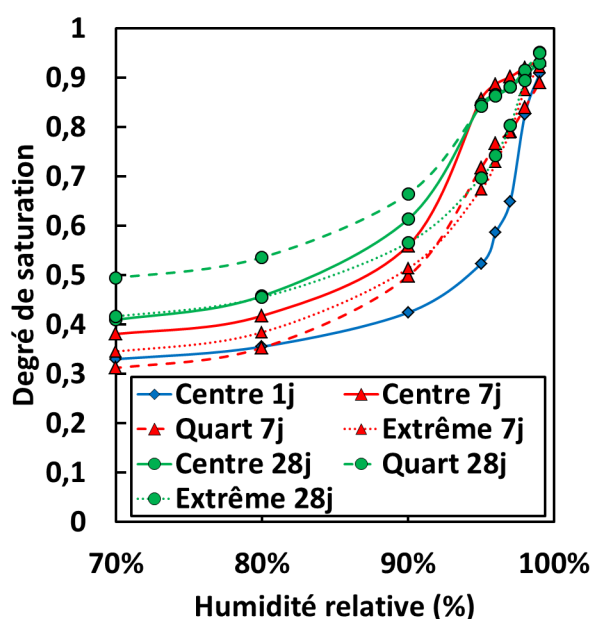


Figure 3-27 Courbes de désorption du BAP à différents âges et à des profondeurs différentes

Cette approche présente un grand intérêt car elle nous permet de construire les courbes de désorption isotherme à des âges différents, et surtout à des profondeurs différentes du béton correspondant aux endroits des relevés des échantillons pour la porosimétrie à mercure. Les résultats coïncident avec les résultats de la littérature [78] qui prévoient à une humidité donnée une saturation plus importante pour un béton plus âgé.

Après la détermination de ces courbes nous pouvons faire un calcul poro-mécanique inspiré de plusieurs études pour l'estimation du retrait [79] [80]. Coussy [81] propose une équation la détermination du retrait mais qui nécessite l'historique du comportement hydrique. Ce qui est difficile à déduire surtout qu'au départ l'humidité relative mesurée est égale à 100% alors que le degré de saturation réel baisse. Il peut aussi être exprimé avec la formule de Gawin [57] dans le cas élastique, avec l'équation suivante:

$$\varepsilon = \frac{(1 - 2\nu)b}{E} SP_c \quad (3-9)$$

Avec ν le coefficient de Poisson, E le module de Young, b le coefficient de Biot, S la saturation, et P_c la pression capillaire.

Pour cette étude nous allons faire le calcul avec et sans prise en compte du fluage, le coefficient de fluage est calculé grâce aux formules de l'Eurocode 2 [82], et il est pris égal à 1,43. Ainsi le retrait est donné par l'équation :

$$\varepsilon = \frac{(1 - 2\nu)(1 + \varphi)b}{E} SP_c = KSP_c \quad (3-10)$$

L'équilibre des contraintes impose:

$$\int \sigma ds = \int \frac{(\varepsilon_T - KSP_c).E}{(1 + \varphi)} ds = 0 \quad (3-11)$$

Avec s la surface du cylindre

Si on considère que le module de Young et le coefficient de fluage sont uniformes au niveau de toute l'éprouvette, on pourra alors écrire :

$$\int (\varepsilon_T - KSP_c) ds = 0 \quad (3-12)$$

Ainsi si K est aussi supposé constant :

$$K = \frac{(1 + \varphi)(1 - 2\nu)b}{E} = \frac{\int_0^R (\varepsilon_T r) dr}{\int_0^R (SP_c r) dr} \quad (3-13)$$

Donc :

$$b = \frac{E}{(1 + \varphi)(1 - 2\nu)} \cdot \frac{\int_0^R (\varepsilon_T r) dr}{\int_0^R (SP_c r) dr} \quad (3-14)$$

Nous avons mesuré le module d'Young par une méthode dynamique, la pression capillaire est déduite de l'humidité relative mesurée, et les saturations sont déduites à partir des courbes calculées de désorption isotherme. Le coefficient de Poisson pour le béton est pris égal à 0,2.

Le calcul est effectué à 28 jours à partir de l'équation d'équilibre des contraintes, il donne un coefficient de Biot égal à 0,56. Ce coefficient est supérieur aux valeurs habituelles, ce qu'on peut expliquer par les différents phénomènes qui ne sont pas pris en compte. En effet, le module de Young à 28 jours est pris égal à 35 GPa, alors qu'il est mesuré sur une éprouvette de taille plus petite. Ainsi, l'effet d'échelle est donc négligé. Cette mesure est aussi effectuée avec une vitesse de chargement plus importante que celle du chargement à long terme qui est beaucoup plus lente. Ce qui signifie une surestimation du module de Young. Une diminution de sa valeur vers des valeurs plus faibles fournira un coefficient de Biot plus concordant avec les résultats de la littérature.

Le résultat obtenu pour le retrait calculé est donné par la Figure 3-28. Nous remarquons que la prédiction est meilleure au bord qu'au centre de l'éprouvette. Nous justifions cette différence par la limite de l'essai de porosimétrie à mercure, qui ne prend pas en compte les pores au-delà de 3 nm. En effet, les pores dont le diamètre est inférieur à cette valeur ne sont pas remplis par le mercure. Selon l'équation de Kelvin-Laplace ces pores très fins sont susceptibles d'engendrer des dépressions capillaires encore plus importantes, et donc du retrait. Ce raisonnement est confirmé par le fait que la sous-estimation est plus accrue au centre l'éprouvette, ce centre qui dispose de meilleures conditions permettant une bonne hydratation du ciment. L'hydratation très avancée au milieu de l'éprouvette signifie tout simplement des rayons de pores plus petits (Figure 3-24), qui ne sont pas pris en compte dans notre calcul, d'où l'importante différence obtenue dans cette zone de l'éprouvette. Nous pouvons ajouter à cela les inconvénients de l'essai de porosimétrie à mercure, comme la forme des pores qui n'est pas considérée, la saturation des pores lors de l'essai qui est négligée, et la diminution du volume poreux lors des mesures sous les hautes pressions exercées sur l'échantillon. Toutes ces raisons justifient le fait d'avoir un retrait calculé plus faible.

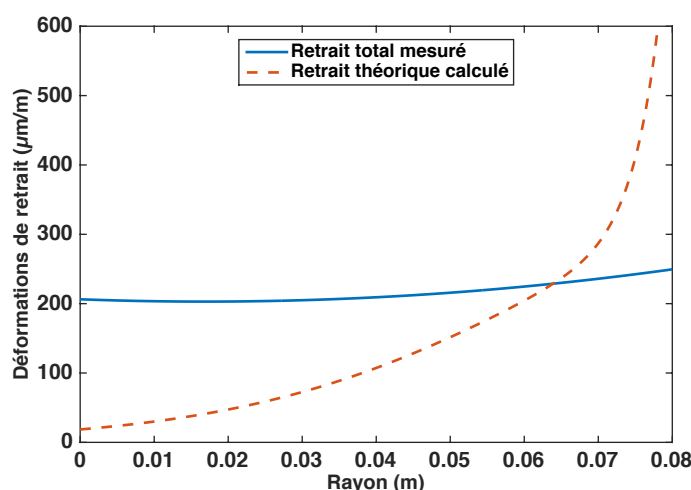


Figure 3-28 Retraits différentiels calculés et mesurés à 28 jours

La différence observée entre les deux retraits est due à la non prise en compte dans le calcul de l'empêchement existant entre les différentes couches de béton. Cet écart peut être utilisé pour le calcul des contraintes au sein de notre matériau [55].

Les données mesurées à 28 jours sont injectées dans l'équation précédente, ce qui nous permet de faire le calcul des contraintes au sein du béton à cette échéance. Ainsi, comme le montre la Figure 3-29 le profil des contraintes est calculé au sein de l'éprouvette avec et sans fluage. Nous remarquons l'existence d'une large zone où le béton est comprimé, et une zone au bord où il est en traction. La partie en compression est largement en dessous de la résistance du matériau, alors que l'extrémité de l'éprouvette en traction dépasse en une partie la résistance en traction du matériau. Cette partie-là présente un effet de peau où les caractéristiques mécaniques seront dégradées. Par contre les contraintes y sont moins élevées si on intègre le fluage dans le calcul. Cette peau pourra influencer le comportement hydrique et mécanique de toute la structure puisqu'elle est susceptible de développer de la microfissuration qui risque de se propager, et induira aussi l'augmentation des différents coefficients de transport comme l'eau et les différents agents agressifs au sein de la structure.

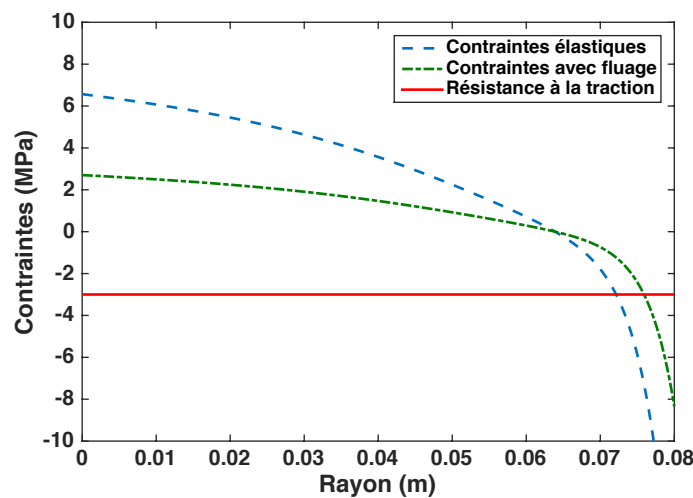


Figure 3-29 Contraintes calculées à 28 jours au long de l'éprouvette, avec et sans prise en compte du fluage

Se combine à cela l'effet de paroi induit lors du coulage, créant une zone avec une densité granulaire plus faible (Figure 3-30), dont la résistance est plus basse. Pour prouver que cet effet de peau existe, des échantillons sont prélevés sur une éprouvette protégée du séchage durant toute une année, période qui est suffisante pour que la réaction d'hydratation atteigne un stade presque final. La microfissuration de la peau qui est généralement liée à la baisse rapide de l'humidité est éliminée par cette procédure expérimentale. Les échantillons sont pris au bord, avec deux dimensions différentes : $2 \times 2 \times 2 \text{ cm}^3$ et $0,3 \times 2 \times 2 \text{ cm}^3$. Le premier représentera tout le bord et le deuxième juste la peau du béton. Quatre échantillons de la première taille sont soumis à l'essai de porosité à l'eau, car ils contiennent plus de granulats et la dispersion des résultats est grande. Tandis que pour la deuxième taille deux échantillons sont soumis au même test. Les résultats montrent une plus grande porosité pour les premiers trois millimètres de l'échantillon, ce qui nous prouve l'existence de cet effet de peau sur la porosité accessible à l'eau sur cette distance.

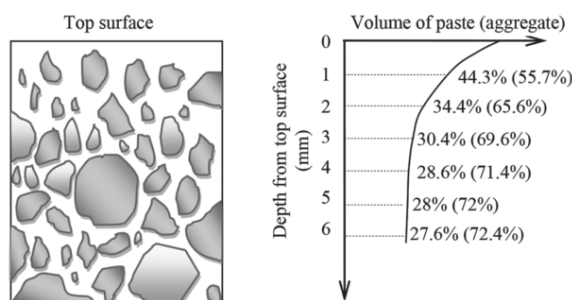


Figure 3-30 Variation du contenu granulaire selon la profondeur [83] [84].

Tableau 3-4 Résultats des mesures de porosité à l'eau sur des échantillons représentant le bord et la peau des BAP

Porosité	Echantillon1	Echantillon2	Echantillon3	Echantillon4	Moyenne
Bord	0,184	0,160	0,157	0,157	0,169
Peau	0,194	0,190	-	-	0,192

Nous avons suivi par calorimétrie le dégagement de chaleur du BAP Référence pendant plus de quarante jours, puis nous avons extrapolé le résultat vers le dégagement de chaleur ultime. Ce dernier est calculé en traçant Q en fonction de $1/t^{0.5}$, il représente alors l'intersection de l'extrapolation linéaire avec l'axe des ordonnées. Le rapport de la chaleur dégagée à un instant t et de la chaleur ultime représente l'hydratation du ciment à cet instant donné. Ce rapport est donné par la Figure 3-31, on remarque que 45% de l'hydratation est atteinte à 1 jour c'est-à-dire lors du décoffrage; elle dépasse 80% après une semaine et 90% après un mois. Si l'éprouvette est exposée au séchage sur une durée d'un mois, on pourra dire que la réaction d'hydratation est quasiment terminée au centre de l'éprouvette, puisque celle-ci affiche toujours une humidité relative interne de 100% (Figure 3-18). Ainsi dans ce cas d'étude, la consommation d'eau par hydratation pendant les trente premiers jours est insuffisante pour baisser cette humidité, d'où la prépondérance du phénomène de séchage par rapport à celui de l'hydratation sur l'évolution de la teneur en eau. Cependant, une humidité relative constante à 100% ne veut dire en aucun cas que l'eau n'est pas consommée, car au départ la saturation des pores baisse avec la consommation de l'eau liquide, puis l'équilibre liquide gaz est créé : tout cela se produit avec des capteurs d'humidité relative affichant 100%.

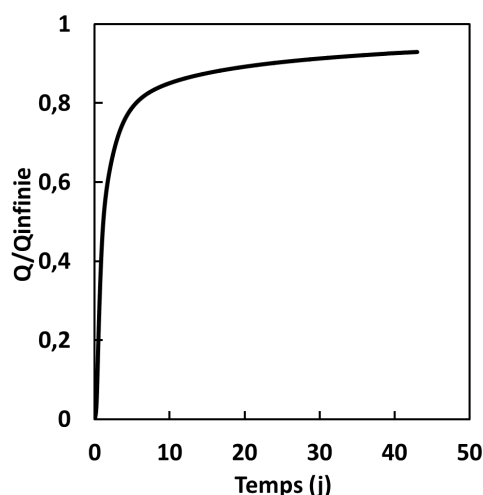


Figure 3-31 Evolution de l'hydratation du béton déduite de l'essai de calorimétrie

Les résultats obtenus concernent du béton autoplaçant, une question légitime qui vient à l'esprit: ce comportement observé est-il réservé à cette famille de béton ? Ou est-il commun à toutes les autres ? Pour y répondre des mesures de retrait différentiel sont effectuées sur un béton vibré. Les déformations sont mesurées en haut de l'éprouvette, cette décision est basée sur les résultats de l'essai précédent. En effet, les déformations structurales en bas de l'éprouvette peuvent être négligées. Les résultats de la Figure 3-32 sont semblables à ceux qui précédent, avec un retrait plus important au centre de l'éprouvette qu'au bord. La seule différence obtenue est au quart de l'éprouvette qui avait un retrait plus proche du centre alors qu'ici il est plus proche du comportement du bord. Ceci confirme la compétition existante entre les deux phénomènes de séchage et d'hydratation, et dont le résultat dépend fortement de la nature du béton utilisé.

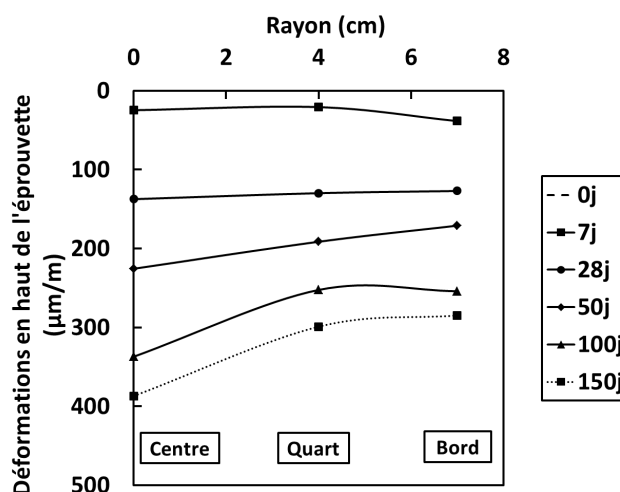


Figure 3-32 Retrait différentiel pour le béton vibré

3.4 Bilan

Ce chapitre consiste à étudier le couplage hydratation séchage, en se basant sur des essais menés en parallèle de retrait, de porosité, et d'humidité relative interne. Les déformations en

bas de l'éprouvette qui peuvent être d'une origine structurale, sont faibles par rapport à la déformation de retrait enregistrée en haut de l'éprouvette. Le retrait différentiel attendu est celui qui suit le profil d'humidité, c'est-à-dire avec des déformations plus importantes à l'extrémité de l'éprouvette. Les résultats expérimentaux montrent l'inverse. Ceci à cause de la compétition entre le séchage et la porosité qui est plus significative aux bords de l'éprouvette avec un ralentissement de l'hydratation. Ainsi, le retrait de séchage mesuré à l'extrémité est moins important que celui enregistré au centre, et ce pour les deux bétons étudiés. Les mesures de l'humidité relative interne montrent que l'humidité au milieu de l'éprouvette reste supérieure à 80% 300 jours après le décoffrage, et à 60% à un centimètre du bord. La modélisation du comportement hydrique d'un matériau vieillissant ne peut être effectuée avec les modèles classiques du transport, et ceci même en essayant de caler les différents paramètres comme le coefficient de transport. Pour l'estimation du retrait, un calcul poromécanique est effectué à partir des mesures obtenues de porosité et d'humidité relative, et des courbes de désorption déduites des mesures de porosimétrie à mercure. Le résultat montre une meilleure estimation à l'extrémité de l'éprouvette où la porosité est plus large. Ce qui est normal puisque cet intervalle de pores est mieux estimé par la mesure de porosimétrie limitée aux rayons des pores supérieurs à 3nm. A partir de l'estimation du retrait, les contraintes au sein du matériau sont calculées. Ceci montre l'existence d'une zone de peau, inférieure à 1 cm avec des contraintes de traction qui s'élèvent en s'approchant du bord, et pouvant dépasser la résistance en traction du matériau. Selon la prise en compte ou non du fluage dans le calcul, l'effet de peau est plus au moins important, et constituera une partie où le béton est endommagé et qui peut affecter le comportement hydrique et mécanique du matériau. Il est aussi important de noter que le calcul poromécanique se base sur un coefficient de fluage calculé à partir de l'Eurocode. Il est pris constant au niveau de l'éprouvette ce qui diffère de la réalité.

Partie II: Chapitre 4

Effet de la taille sur le retrait à long terme

Les essais de retrait sont généralement des essais de longue durée. Le retrait est une donnée qui évolue avec l'âge du béton et généralement pendant une bonne partie de la vie de l'ouvrage. Cette évolution dépend de la formulation du béton, de la nature des matériaux utilisés, des conditions initiales auxquelles est soumis le béton, sans oublier les conditions d'exposition. Dans la littérature nous trouvons des mesures qui durent de quelques jours à quelques années. De ces données sont déduites des conclusions sur les différents paramètres influençant cette déformation, en plus des modèles et des préconisations sont proposés. En l'absence d'une norme précise pour la mesure du retrait, plusieurs modes opératoires sont utilisés. Il en découle le problème de traitement et d'utilisation des données. On s'aperçoit que les études ne diffèrent pas seulement par la durée des essais, mais aussi par la forme des éprouvettes, leurs tailles, et même les conditions d'exposition.

Avant de tirer des conclusions sur les différents effets sur le comportement à long terme des matériaux, il nous a donc semblé nécessaire de procéder à une campagne expérimentale visant à fiabiliser l'exploitation des données de retrait. Pour cela plusieurs éprouvettes de compositions différentes ont été étudiées. A la lumière de ces résultats nous allons dans un premier temps évaluer les modèles existants de retrait. Une multitude de formes mathématiques existent dans la littérature, avec des coefficients qui dépendent de plusieurs facteurs physiques. Une étude comparative entre trois de ces modèles est menée, dans le but de choisir l'expression qui correspond le mieux à l'extrapolation des mesures. Le modèle choisi est alors soumis à des calculs de convergence par rapport à la durée des essais, et ce pour trois tailles d'éprouvettes différentes.

Le modèle retenu représentera alors la base d'une approche développée dans cette partie pour étudier le retrait des bétons. Cette approche se base sur deux paramètres, à savoir la cinétique du retrait, et sa valeur à long terme (amplitude). Elle nous permet de bien comprendre les différents effets sur le comportement du matériau. Elle est utilisée dans cette partie pour l'étude de l'effet de taille sur le retrait de dessiccation, sur la base d'une campagne expérimentale menée sur quatre formulations de béton.

Un modèle est développé pour étudier l'influence du couplage hydratation séchage et de l'effet de peau sur le séchage. La comparaison entre les résultats théoriques et expérimentaux montre l'existence de phénomènes influençant le retrait qui ne sont pas pris en compte par les modèles classiques. Une nouvelle notion est alors introduite, elle est inspirée de l'observation du chapitre précédent d'une zone dont les caractéristiques mécaniques et hydriques sont dégradées. Nous la nommerons profondeur de séchage et elle est introduite pour expliquer l'écart observé entre l'expérience et les premiers résultats du modèle. Enfin, une modélisation avec et sans prise en compte de cette nouvelle notion confirme l'existence de l'effet de peau et son impact sur le comportement à long terme.

4.1 Bibliographie

4.1.1 Retrait : essais et modèles

Pour le passage des éprouvettes à la structure, l'étude de l'effet de la taille est nécessaire. Cette étude permet aussi d'étudier l'accélération des essais de séchage. En fait, depuis les années soixante plusieurs études ont été publiées concernant les effets de taille sur le comportement à long terme des bétons : Keeton & al. l'ont étudié sur quatre tailles d'éprouvettes durant 1000 jours [85]. Wallo & al. ont mené l'étude sur trois tailles d'éprouvette pendant 100 jours [86]. Torben a proposé une forme hyperbolique pour la représentation du retrait en fonction du temps à partir d'une période déterminée de mesures [87]. Almudaiheem & al. ont proposé des équations pour la détermination des paramètres de la représentation hyperbolique du retrait [88]. Ils ont étudié l'influence des paramètres majeurs sur le retrait à long terme [89]. Enfin, ils ont donné une méthode pour la prévision du retrait à partir d'une courte durée de mesure [90]. Ce point a aussi fait l'objet de plusieurs publications de Bazant & al. mais avec une approche statistique [91] [92]. La forme hyperbolique reste l'une des formes les plus utilisées dans les modèles et les normes, comme l'ACI 209 Code Model et l'Eurocode 2. L'analyse de l'effet de taille n'est pas restreinte aux bétons classiques, mais elle s'étend aussi aux BHP (Béton Haute Performance) [93], avec ou sans granulats légers [94].

Les modèles proposés contiennent généralement des coefficients déterminés empiriquement. Ils peuvent prendre en compte plusieurs paramètres comme la formulation du béton, le temps du décoffrage, l'humidité relative extérieure, la taille des éprouvettes et leurs formes.

La plupart des modèles utilisent un paramètre géométrique pour décrire l'effet de taille sur le comportement à long terme, nommé rayon de séchage et défini par l'équation (4-1).

$$h_0 = 2v/s \quad (4-1)$$

v : Volume du spécimen.

s : Surface de séchage du spécimen.

Par exemple, la modélisation empirique du retrait par le CEB [95], le B3 [96], l'ACI [97], et l'Eurocode est fondée sur ce ratio. Il est lié directement à la cinétique de retrait, par des équations de formes mathématiques hyperboliques ou exponentielles. Cependant les modèles n'utilisent pas de la même manière le rayon de séchage pour évaluer la cinétique du retrait. Si on prend par exemple la partie 1-1 de l'Eurocode concernant les bâtiments, le temps nécessaire pour atteindre la moitié du retrait ultime est linéairement dépendant de $h_0^{2/3}$, tandis que dans la partie 2-2 pour les ponts et le model B4 [98], il dépend de h_0^2 . Les bétons matures peuvent être considérés comme homogènes, et peuvent donc être décrits avec des modèles simples basés sur le rayon de séchage, ce qui n'est pas le cas des bétons exposés au séchage au jeune âge, à cause de l'évolution dans l'espace et dans le temps des propriétés des bétons.

Le retrait à long terme dépend linéairement de la taille de l'éprouvette dans les différents modèles du retrait de dessiccation. Selon Torben, Hansen et Mattock. [87], et l'Eurocode 2 [82], le retrait à long terme diminue avec le rayon de séchage. Cependant cette hypothèse reste discutable [99]. L'évolution des dispositifs expérimentaux permet une fréquence plus importante de mesures, dès le jeune âge et pour des durées importantes contrairement à ce qui se faisait auparavant en essayant d'extrapoler les résultats expérimentaux de courtes durées [90] (Figure 4-1). En plus, les outils numériques actuels permettent de comprendre le comportement à long-terme des bétons et de vérifier les hypothèses formulées. Ainsi, nous disposons aujourd'hui d'outils nous permettant de vérifier cette hypothèse.

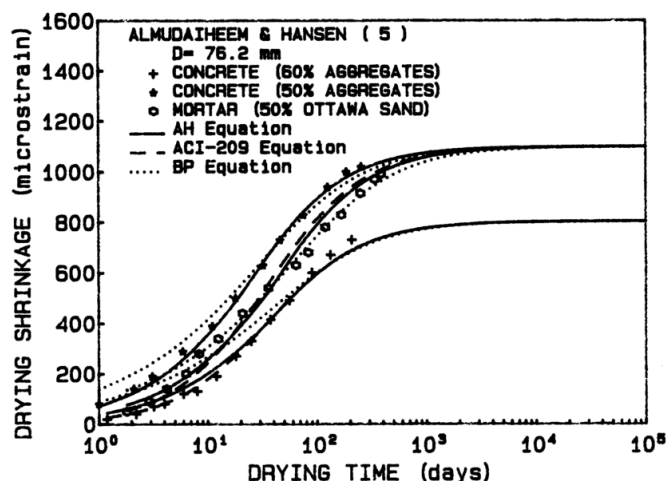


Figure 4-1 Exemple d'extrapolation des mesures de retrait de dessiccation [90]

4.1.2 Modélisation du séchage

Deux écoles existent pour la modélisation du séchage. La première utilise les équations de diffusion en considérant les gradients de teneur en eau et emploie un coefficient noté D nommé coefficient de diffusion ou coefficient de transport hydrique [78]. Ce coefficient regroupe les mouvements de la vapeur d'eau et de l'eau liquide sans distinction possible entre les deux phénomènes. La deuxième école possède une théorie plus développée, puisqu'elle utilise un modèle multiphasique. Une phase gazeuse constituée d'un mélange à air sec et à vapeur d'eau, régi par la diffusion et la perméation. La phase liquide est prise en compte avec les équations du transport darcéen [100] [101] [102] [103] [104]. La deuxième approche représente une généralisation de la première avec des équations de transport type Darcy et Fick. La théorie de cette approche sera détaillée et utilisée dans la partie consacrée à la modélisation.

Pour les deux approches nous obtenons une équation différentielle partielle, type équation de la chaleur. Plusieurs méthodes existent pour la résolution de ce type de problème, mais feront toujours appel à l'outil numérique. La première méthode consiste à exprimer la solution sous la forme d'une série infinie dont les termes sont exprimés avec les fonctions de Bessel [49] [71]. Dans ce cas la valeur de la solution ne peut être qu'estimée numériquement. La deuxième façon de résoudre cette équation différentielle est de la transformer vers le domaine de Laplace. Le problème devient équivalent à une équation différentielle ordinaire, dont la

solution analytique est connue. Le retour vers le domaine temporel donne une solution analytique exprimée avec la fonction d'erreur. Cette dernière nécessite à son tour un calcul numérique pour son estimation [56] [72]. La dernière méthode de résolution est purement numérique, et consiste à utiliser les éléments finis [105]. Ainsi, même si la méthode de résolution varie, l'outil numérique reste indispensable pour nos calculs.

4.2 Programme expérimental

4.2.1 Bétons étudiés

L'étude porte sur quatre compositions de béton, trois BAP nommés respectivement *BAP-N*, *BAP-R* et *BAP-G*, et un béton vibré nommé ici *BV** (Tableau 4-1). Nous utilisons pour cette étude un ciment CEM I 52,5-N, du filler calcaire, un superplastifiant à base de polycarboxylate, un sable alluvionnaire, ainsi que deux graviers de nature différente: amphibolite (*BAP-G*), calcaire (*BAP-R* et *BAP-N*). Les trois BAP sont formulés pour observer l'effet de la proportion d'addition (*BAP-R* et *BAP-N*), et l'effet de la nature des granulats (*BAP-R* et *BAP-G*). Pour étudier la différence entre un BAP et un béton vibré, *BV** et *BAP-G* sont fabriqués avec les mêmes granulats.

Tableau 4-1 Formulation des BAP et du béton vibré

(kg/m ³)	<i>BAP-N</i>	<i>BAP-R</i>	<i>BAP-G</i>	<i>BV*</i>
Gravier (Calcaire) 4/12 (G)	751	755	-	-
Gravier (Amphibolite) 10/14 (G)	-	-	720	875
Gravier (Amphibolite) 6/10 (G)	-	-	128	211
Sable 0/4 (S)	806	810	813	855
Ciment CEM I* (C)	258	320	320	303
Filler calcaire (A)	292	230	230	-
Superplastifiant	3,8	3,8	3,6	-
Eau (E _{eff})	190	190	190	182
V _G /V _S	0,9	0,9	0,9	1,1
E/C	0,74	0,59	0,59	0,60
E/P	0,34	0,34	0,34	0,60
Volume de pâte (l)	380	380	380	280

4.2.2 Procédures expérimentales

Les BAP ne montrent aucun signe de ségrégation à l'état frais. Les résistances à la compression et le module d'Young sont mesurés sur des cylindres de diamètre $\Phi 113$ mm. Trois tailles d'éprouvettes sont utilisées pour suivre l'effet de la taille sur le comportement à long terme. Les diamètres des éprouvettes et leurs rayons de séchage (équation (4-1), [82]) sont respectivement $\Phi 78$ mm ($h_0=39$ mm), $\Phi 113$ mm ($h_0=56.5$ mm), et $\Phi 163$ mm

($h_0=81.5\text{mm}$). Un facteur de proportionnalité de 1,45 existe entre les trois tailles. La définition du rayon de séchage est en effet très importante : cette notion est utilisée dans la plupart des modèles de retrait pour la prise en compte de l'effet de taille. On peut citer les modèles empiriques CEB [95], B3 [96], ACI [97] qui utilisent des formes mathématiques différentes : hyperbolique, exponentielle, ou tangente hyperbolique.

Le RILEM Technical Report [106] rassemble quelques recommandations pour les mesures de l'évolution des déformations du béton. Le protocole expérimental est basé sur ces préconisations. Les éprouvettes sont décoffrées et conservées après démoulage à 24 heures dans une salle régulée en température à $20\pm 1^\circ\text{C}$ et en humidité relative à $50\pm 5\%$. Les deux faces hautes et basses des éprouvettes sont protégées avec de l'aluminium adhésif en double couche pour garantir un séchage bidimensionnel. Le retrait total et la perte de masse sont mesurés sur ces éprouvettes, immédiatement après démoulage et mise en place. Des capteurs LVDT sont utilisés pour la mesure des déformations de retrait. Le retrait endogène est mesuré sur des éprouvettes protégées complètement du séchage par la même technique avec de l'aluminium adhésif. Cette méthode est plus efficace que les protections acrylique, latex, ou époxy [55]. Six mois après le début des essais, une moyenne de 0,03% de perte de masse est observée sur les spécimens de mesure de retrait endogène. Le retrait de dessiccation est considéré comme la différence entre le retrait total et le retrait endogène mesurés [52], cette méthode de calcul signifie que nous négligeons à ce stade le couplage hydratation séchage. Il est très important de respecter méticuleusement ce protocole pour les différents bétons et les différentes éprouvettes, puisque la saturation des pores baisse rapidement pendant les premières heures, et impacte directement le comportement à long terme, ce qui risque de créer des artefacts qui nuiraient à l'interprétation des résultats. Quand les conditions expérimentales sont bien maîtrisées, les résultats obtenus peuvent alors être considérés comme résultat des phénomènes physiques comme le séchage et chimiques comme l'hydratation.

Les caractéristiques mécaniques sont rassemblées dans le Tableau 4-2 Le BV* dispose du module d'Young le plus élevé ce qui est cohérent avec sa formulation puisqu'il a le volume de pâte le plus faible. Le BAP-N a la résistance en traction la plus faible, à cause d'une part du rapport E/C élevé et d'autre part de sa faible quantité de ciment. Ces paramètres expliquent la valeur faible du retrait endogène développé au bout de 5 mois. La substitution du ciment par du filler calcaire diminue l'eau consommée par la réaction d'hydratation, ce qui atténue l'auto-dessiccation du béton source du retrait endogène. Une petite différence est observée entre le BAP-R et le BAP-G, elle pourrait être expliquée par la nature des graviers utilisés, en supposant que les graviers amphibolites sont plus rigides.

Tableau 4-2 Les propriétés mécaniques des BAP et du béton vibré.

<i>Caractéristiques mécaniques</i>	<i>BAP-N</i>	<i>BAP-R</i>	<i>BAP-G</i>	<i>BV*</i>
Résistance à la compression, 28 jours (MPa)	32,6	49,6	48,0	49,0
Module d'Young, 28 jours (GPa)	33,6	38,2	40,5	45,0
Retrait endogène, 5 mois ($\mu\text{m/m}$)	73	106	91	102

4.3 Résultats et discussion

4.3.1 Etude comparative des modèles mathématiques des modèles de retrait pour l'extrapolation des données expérimentales.

Dans plusieurs études sur la fissuration, les mesures de retrait de dessiccation représentent un critère important pour la classification des bétons, bien que cette donnée ne soit pas a priori intrinsèque au matériau. En effet, cette classification est fortement dépendante de la durée des mesures, de l'instant initial, de la forme et de la taille des éprouvettes (Figures 4-2 et 4-3). Ainsi, deux essais avec les mêmes bétons, dans les mêmes conditions expérimentales peuvent donner des résultats complètement différents selon la durée des mesures ou selon la taille de l'éprouvette choisie. Pour résoudre cette problématique nous avons besoin d'une nouvelle procédure pour l'analyse des données avec la prise en compte de ces paramètres. Différents modèles peuvent être utilisés pour l'extrapolation des données vers des valeurs à long terme. Une étude comparative entre eux est alors nécessaire pour la détermination de la forme mathématique la plus adéquate pour notre cas d'étude.

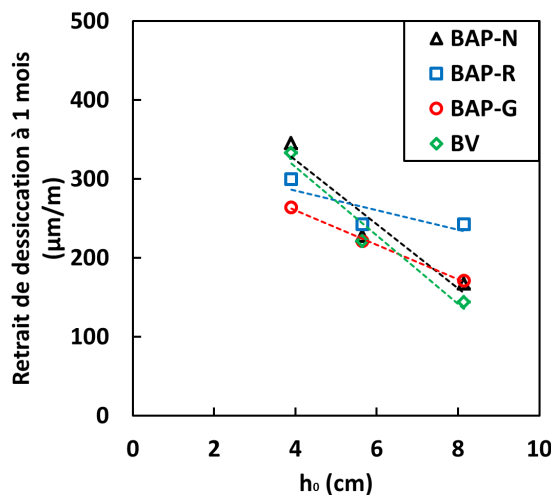


Figure 4-2 Retrait à un mois en fonction du rayon de séchage

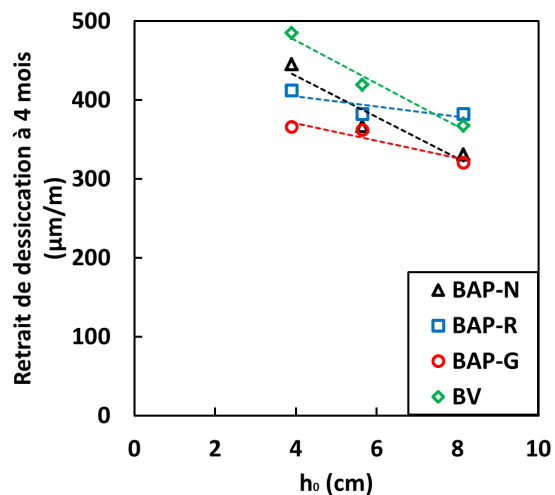


Figure 4-3 Retrait à quatre mois en fonction du rayon de séchage

Un grand nombre de modèles empiriques existe, mais avec des formes mathématiques communes. En effet, la plupart d'entre eux considèrent le retrait de dessiccation comme étant le produit d'une fonction amplitude ε^∞ et d'une fonction cinétique $S(t)$ (équation (4-2)). La différence d'un modèle à un autre réside plutôt dans la méthode de définition de ces deux fonctions.

$$\varepsilon^{dess} = \varepsilon^\infty S(t) \quad (4-2)$$

Ces modèles sont généralement utilisés pour la prévision du retrait, mais aussi pour l'extrapolation du comportement à long terme à partir d'une calibration avec des données expérimentales.

L'objectif de cette partie de mémoire est de comparer à partir des résultats numériques les différentes formes mathématiques de la littérature, en observant leurs précisions et leurs vitesses de convergence.

Nous étudierons trois formes différentes très répandues dans la littérature :

La première forme est proposée par Sakata [107]:

$$\varepsilon^{dess} = \varepsilon^{\infty} (1 - \exp(-0.108(t - t_0)^{0.56})) \quad (4-3)$$

La deuxième forme est donnée par le modèle B3 [108]:

$$\varepsilon^{dess} = \varepsilon^{\infty} \tanh \sqrt{\frac{t - t_0}{\tau}} \quad (4-4)$$

τ : Constante temporelle traduisant la dépendance de la taille.

La dernière forme proposée par Torben se retrouve dans l'ACI209 [109] et dans l'Eurocode2 [82]:

$$\varepsilon^{dess} = \varepsilon^{\infty} \frac{(t - t_0)}{N_s + (t - t_0)} \quad (4-5)$$

N_s : Temps nécessaire pour atteindre la moitié du retrait à long-terme.

Le bulletin 65 de la fib [110] propose d'ajouter une racine carrée dans la forme précédente pour un meilleur calage pendant les premiers jours de retrait:

$$\varepsilon^{dess} = \varepsilon^{\infty} \sqrt{\frac{(t - t_0)}{N_s + (t - t_0)}} \quad (4-6)$$

Ainsi nous pouvons déterminer trois formes de la cinétique du retrait dans la littérature :

$$S(t) = (1 - \exp(-a(t - t_0)^b)) \quad (4-7)$$

$$S(t) = \tanh \sqrt{\frac{t - t_0}{T}} \quad (4-8)$$

$$S(t) = \left(\frac{(t - t_0)}{N_s + (t - t_0)} \right)^a \quad (4-9)$$

Pour l'étude de l'efficacité des trois modèles, nous nous basons sur des résultats expérimentaux du retrait de dessiccation. Dans l'exemple présenté, l'extrapolation avec les modèles se fait à partir d'un mois et de deux mois de données, et elle est comparée avec la courbe expérimentale de sept mois (Figures 4-4, 4-5 et 4-6).

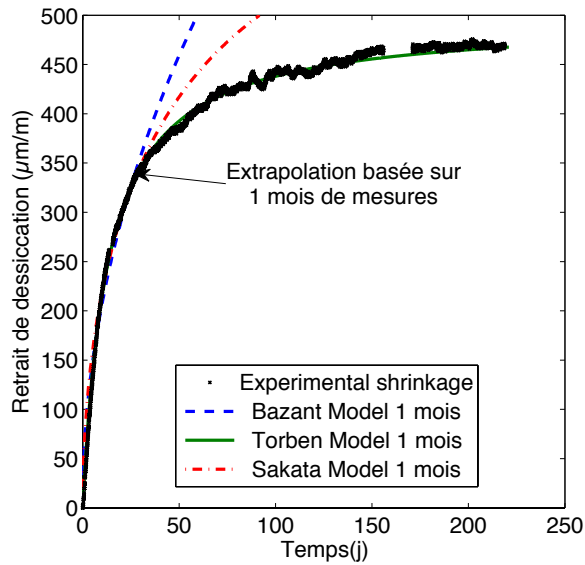


Figure 4-4 Comparaison entre les trois modèles de retrait à partir d'un mois de données

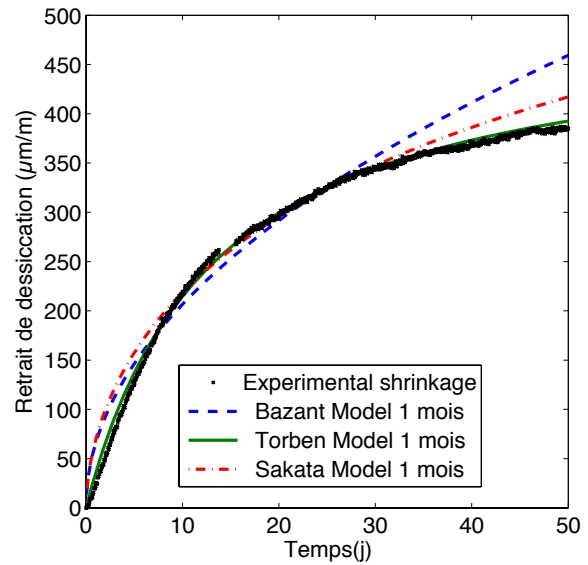


Figure 4-5 Comparaison entre les trois modèles de retrait à partir d'un mois de données pendant les premiers cinquante jours

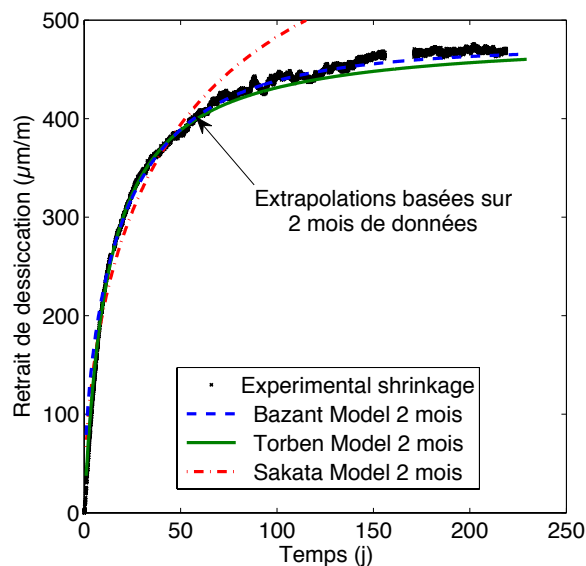


Figure 4-6 Comparaison entre les trois modèles de retrait à partir de deux mois de données

Les courbes obtenues mettent en évidence la difficulté du modèle de Sakata [107] à bien suivre la tendance expérimentale (Figure 4-4 et Figure 4-6), par rapport aux deux autres modèles. Le modèle de Bazant [108] propose une meilleure convergence si on se base sur deux mois de mesures, mais avec une fonction mathématique plus complexe. A court terme et en se focalisant sur les cinquante premiers jours (Figure 4-5), le modèle le plus précis est celui de Torben [87], tandis que le modèle de Bazant surestime le retrait pendant une dizaine de jours. Ceci s'explique par la forme mathématique de ce modèle avec une racine carrée du temps, dont l'objectif principal est d'améliorer le comportement pendant les premiers jours [108]. Si cette amélioration semble être justifiée pour le modèle de Bazant, elle ne semble avoir aucune nécessité pour le modèle de Torben qui dépasse ce problème pour le court terme.

Nous remarquons malgré cela cet ajout de la racine carrée dans une forme mathématique identique dans le bulletin de la fib [110].

Si on se base sur un mois d'essai (Figure 4-4) le modèle de Bazant diverge complètement par rapport à la courbe expérimentale, ce qui est aussi le cas pour le modèle de Sakata. Le modèle de Torben quant à lui fournit une prédiction excellente à partir d'une période aussi brève. Ces tendances sont observées sur les éprouvettes $\Phi 78$ mm. Pour des éprouvettes plus épaisses, cette période nécessaire sera au préalable plus importante vu que le séchage est plus lent, et la cinétique du retrait engendré par conséquent est plus lente. Notons que ces tendances sont observées à la fois pour les bétons autoplaçants et le béton vibré.

Vu les résultats des calculs précédents nous pouvons dire que le modèle de Sakata est un modèle de calage intéressant mais sa forme mathématique ne lui permet pas de donner de bonnes prédictions, même à partir de 2 mois de données (Figure 4-6). Ce type de modèle est proposé pour la détermination du retrait endogène par la fib [110] ce qui peut être compréhensible. En effet, la nature même de ce retrait est telle que sa cinétique est très rapide, et une courte période de calage pourrait être suffisante contrairement au retrait de dessiccation qui nécessite un temps plus important pour se stabiliser.

Le modèle de Bazant est un modèle plus intéressant mais nécessite un temps de mesure relativement long, avant de converger vers la forme expérimentale du retrait. Il demande plus de temps pour le calcul d'erreur que les autres modèles, et propose un bon calage à long terme. Néanmoins il surestime le retrait pendant les premiers jours.

Le modèle de Torben est l'un des plus anciens modèles proposés pour le retrait. Il a l'avantage de proposer un modèle mathématique simple avec des paramètres interprétables, puisque l'un représente le retrait à long terme, et le second la durée nécessaire pour atteindre la moitié de ce retrait. La durée nécessaire des mesures pour une bonne extrapolation est faible pour cette forme hyperbolique. Ainsi, le calage est bien à court et à long terme, il s'améliore avec la durée des mesures.

En prenant en compte toutes ces considérations nous avons choisi le modèle de Torben pour la suite de notre étude.

4.3.2 Etude approfondie à partir du modèle de Torben

Les mesures de retrait peuvent avoir plusieurs sources d'incertitude, mais le procédé de mesures en lui-même n'est pas prédominant comme cela a été démontré par l'étude statistique de Wittmann [91]. Les incertitudes en plus des erreurs de mesures peuvent avoir comme source les variations aléatoires des conditions limites comme la température et l'humidité relative, la variabilité des propriétés des constituants du béton, les conditions de malaxage, de coulage, et de la cure. La nature stochastique des micro-mécanismes physiques du retrait ou même la nature mathématique du modèle de prévision en lui-même peuvent aussi être considérés comme sources d'incertitude [111].

Dans les années quatre-vingt, des études statistiques ont montré que la diminution de la taille d'éprouvette peut être utilisée pour l'accélération des essais de retrait. Ainsi, le retrait à long

terme peut bien être prédit en se basant sur trois ou quatre semaines de mesure sur des cylindres de diamètre 80 mm par une régression statistique [111]. Avec une extrapolation Bayésienne, il a été montré qu'avec un modèle approprié, trois jours de mesures suffisent pour donner de bons résultats [92].

Pour l'extrapolation vers le retrait à long terme estimé à 50 ans, une équation empirique est proposée pour déterminer la durée des mesures Δt en jours [106] :

$$\Delta t = 2(d/0,16)^2 \quad (4-10)$$

d : Diamètre de l'éprouvette en m.

Selon l'équation (4-10) la durée nécessaire de mesure doit être supérieure à : 5,7 mois pour $\Phi 78$ mm, 12 mois pour $\Phi 113$ mm, et 25 mois pour $\Phi 163$ mm. Cette durée augmente avec la taille des éprouvettes, puisque la cinétique du séchage diminue avec le rayon de séchage. Le ratio de cette formule qui est de $(2/0,16^2)$ est un terme empirique ayant comme unité $[T]/[L]^2$, ce qui correspond à l'inverse de l'unité de t^* . Prendre ce terme constant de l'équation correspond alors à considérer $t^*=255 \text{ j}^{0,5}/\text{m}$ comme valeur nécessaire pour l'extrapolation. Cependant ce calcul ne prend pas en compte ni la composition du béton, ni les conditions aux limites des essais. Nous essaierons par la suite d'étudier ce temps nécessaire des mesures et sa relation avec la taille des éprouvettes.

Dans la suite de ce travail, on utilise le modèle de Torben (4-11) pour le calage des données expérimentales, afin de mieux comprendre l'évolution du retrait de dessiccation, et la durée nécessaire des mesures [87] :

$$\varepsilon_{dess} = \frac{t}{t + N_s} \varepsilon_{\infty} \quad (4-11)$$

ε_{∞} : Le retrait de dessiccation à long terme.

N_s : La durée nécessaire pour atteindre la moitié du retrait de dessiccation à long terme.

L'équation (4-11) peut être réécrite selon le format suivant :

$$\ln(\varepsilon_{dess}) = \ln(t) + \ln(\varepsilon_{\infty}) - \ln(t + N_s) \quad (4-12)$$

La courbe de convergence du retrait extrapolé dépendant de la durée des mesures peut être calculée par la différenciation de l'équation (4-12), ce qui donne :

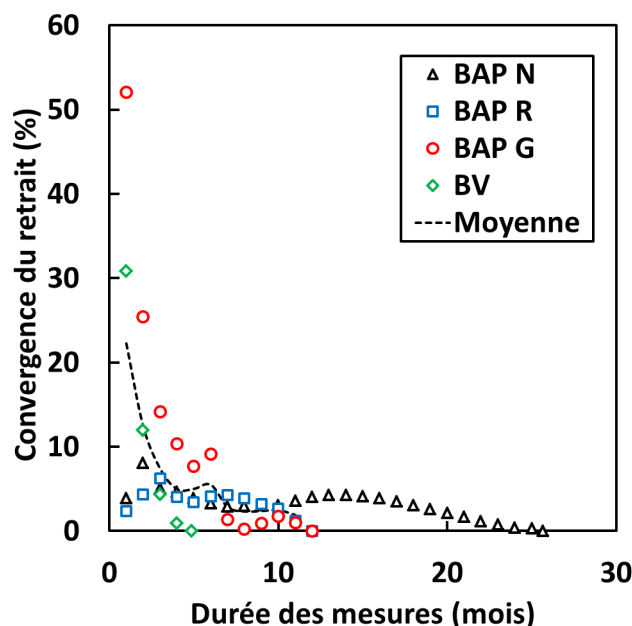
$$\frac{\Delta \varepsilon_{dess}}{\varepsilon_{dess}} = \frac{\Delta \varepsilon_{\infty}}{\varepsilon_{\infty}} + \frac{\Delta N_s}{t + N_s} \quad (4-13)$$

Les paramètres ε_{∞} et N_s sont calibrés à partir des données expérimentales. La durée de ces mesures est donnée par le Tableau 4-3.

Tableau 4-3 Durée nécessaire pour les mesures de retrait selon la taille de l'éprouvette

	$\Phi 78 \text{ mm}$		$\Phi 113 \text{ mm}$		$\Phi 163 \text{ mm}$	
Convergence	10%	5%	10%	5%	10%	5%
Δt Moyenne (mois)	3	5	2,5	3	6	8
Δt Maximale (mois)	4	7	3	4	7	12

Pour un béton et une éprouvette donnés, la courbe de convergence peut être calculée par l'équation (4-13), basée sur plusieurs durées de mesures d'un intervalle d'un mois. La courbe de convergence du retrait extrapolé est tracée en fonction de la durée des mesures utilisée pour le calcul dans la Figure 4-7 pour $\Phi 78\text{mm}$, dans la Figure 4-8 pour $\Phi 113\text{mm}$, et dans la Figure 4-9 pour $\Phi 163\text{mm}$. La convergence calculée par l'équation (4-13) diminue lentement pour la grande éprouvette $\Phi 163\text{mm}$, tandis qu'elle est plus rapide pour l'éprouvette moyenne $\Phi 113\text{mm}$ mais pas pour la petite $\Phi 78\text{mm}$. Ce résultat intrigant à première vue peut être expliqué par la stabilité des grandes éprouvettes vis-à-vis la variabilité de l'humidité relative externe ($50 \pm 5\%$). Ainsi, si la petite éprouvette présente l'avantage de sécher plus rapidement elle est plus sensible aux variations d'HR (Figure 3-18). C'est pour ces raisons que l'éprouvette de taille intermédiaire ($\Phi 113\text{mm}$) peut présenter un bon compromis entre la cinétique du séchage et la stabilité de l'essai vis-à-vis des conditions expérimentales instantanées.

**Figure 4-7 Courbe de convergence du retrait selon la durée de mesure nécessaire pour $\Phi 78\text{mm}$.**

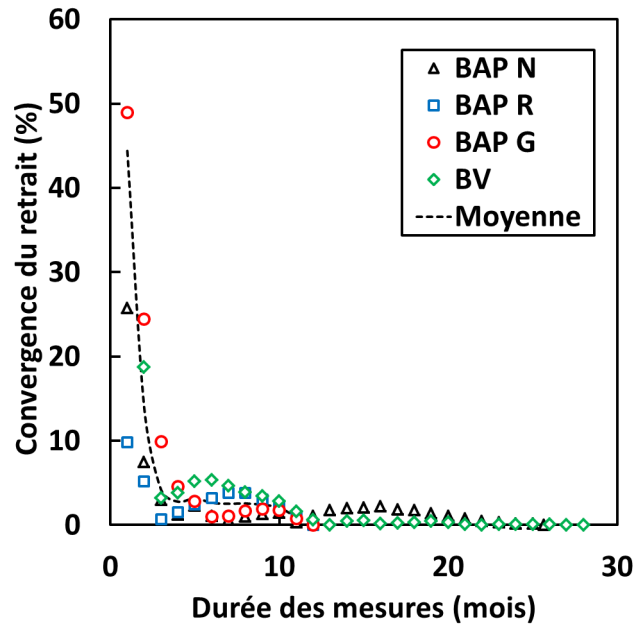


Figure 4-8 Courbe de convergence du retrait selon la durée de mesure nécessaire pour $\Phi 113\text{mm}$

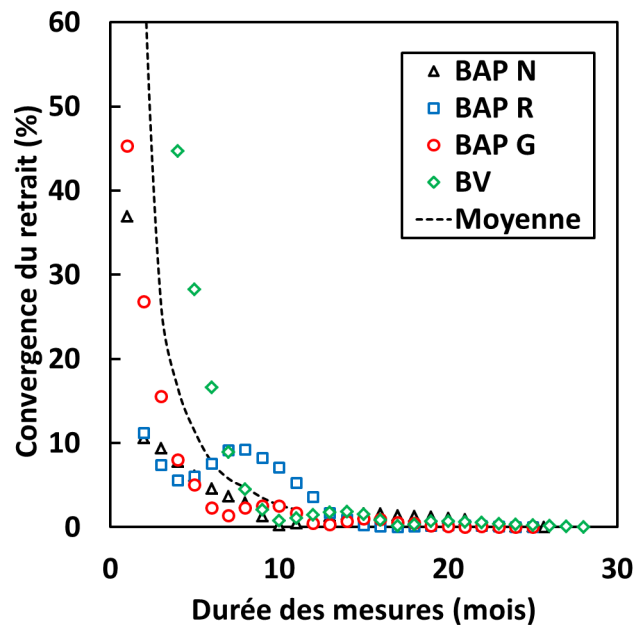


Figure 4-9 Courbe de convergence du retrait selon la durée de mesure nécessaire pour $\Phi 163\text{mm}$

La durée recommandée pour les essais de retrait va dépendre de la précision désirée. Le Tableau 4-3 rassemble les durées nécessaires pour avoir une moyenne de convergence ou une convergence maximale pour les quatre bétons inférieure à 5% ou à 10%, et ceci par rapport à l'extrapolation issue d'une durée maximale de mesures expérimentales. Rappelons que cette variabilité ne dépend pas seulement de la taille de l'éprouvette mais aussi de la composition du béton et des conditions limites.

4.3.3 Effet de la taille sur le retrait

Le retrait des différentes compositions de béton et des différentes tailles d'éprouvette peut être projeté à partir des données expérimentales, en supposant que la relation retrait-temps est décrite par l'équation (4-11). Nous rappelons que cette équation est utilisée dans plusieurs normes internationales comme l'ACI 209 2R-08 [97] et l'Eurocode 2 [82] pour la partie 2 concernant les ponts. Ce modèle a été adapté aussi pour les différents types de retrait, comme les bétons légers [112], ou les BAP comme c'est le cas ici.

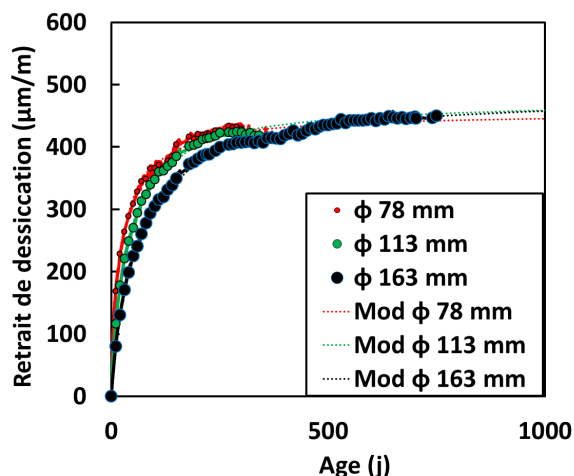


Figure 4-10 Retrait de dessiccation en fonction du temps pour le BAP-G

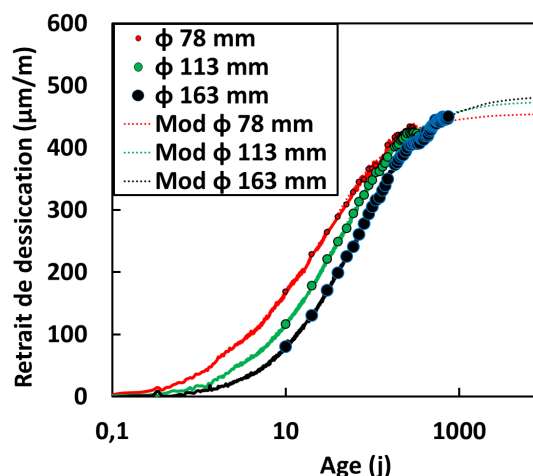


Figure 4-11 Retrait de dessiccation en fonction du $\log(t)$ pour le BAP-G

Le retrait de dessiccation est donné par les Figures 4-10 et 4-11 pour le *BAP-G* et aux trois tailles d'éprouvettes. Les mesures pour les différentes compositions durent entre 4 et 27 mois selon la taille de l'éprouvette. Les résultats sont en accord avec la littérature [85] [86] [87] [88] [92] [111]. Ils montrent la classification attendue en fonction de la taille des éprouvettes, avec un retrait de dessiccation plus rapide pour les petites tailles. La cinétique diminue avec le rayon de séchage, mais le retrait à long terme semble être moins impacté par l'effet de taille. Cette approche découplant les deux paramètres est très utile pour l'analyse des résultats.

Les couples $(\varepsilon^\infty, N_s)$ obtenus pour les quatre formulations et les trois tailles d'éprouvettes tracés en fonction du carré du rayon du séchage (Figures 4-12 et 4-13). Le retrait de dessiccation à long terme déduit des résultats expérimentaux dépend faiblement de la taille de l'éprouvette (Figure 4-12). Selon les bétons étudiés, la différence obtenue pour cette amplitude entre les petites tailles et les grandes tailles varie entre 15 $\mu\text{m/m}$ et 50 $\mu\text{m/m}$ (Tableau 4-4). Ces variations peuvent être considérées comme faibles sachant que plusieurs sources d'incertitude peuvent intervenir lors des mesures du retrait comme cité auparavant. On remarque que le béton vibré a un retrait à long terme plus important, ce qu'on peut expliquer par la nature de sa pâte qui contient 65% d'eau contre 50% pour les trois BAP. La cinétique du retrait est quant à elle clairement dépendante du rayon de séchage des éprouvettes (Figure 4-13). En effet, N_s croît avec h_0 , surtout pour le béton vibré dont les cinétiques de retrait sont plus lentes. Ceci pourrait être expliqué par le grand volume granulaire qui constitue un obstacle au séchage de la pâte de ciment.

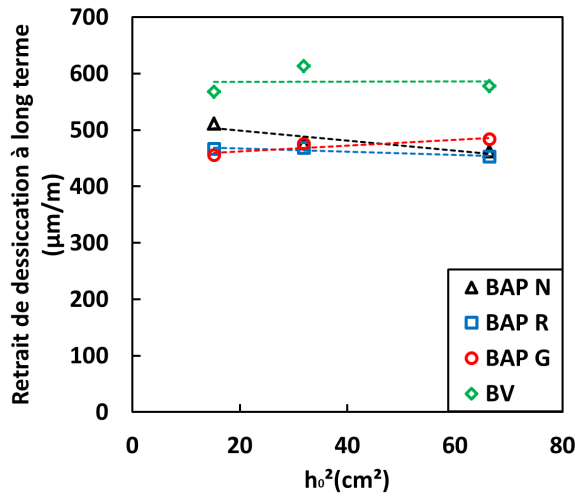


Figure 4-12 Retrait à long terme en fonction du carré du rayon de séchage

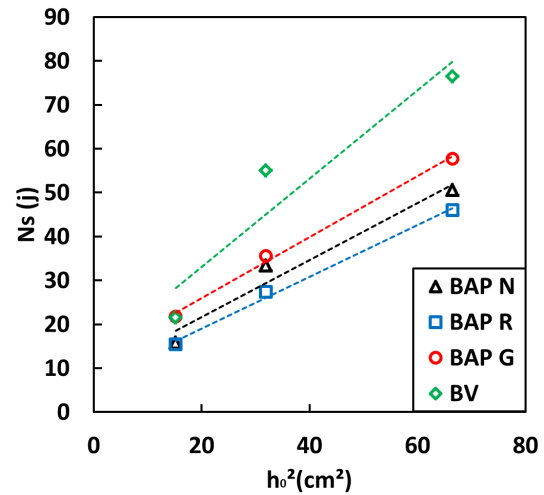


Figure 4-13 Ns en fonction du carré du rayon de séchage

Tableau 4-4 Cinétiques et retraits à long-terme extrapolés

	<i>BAP-N</i>			<i>BAP-R</i>			<i>BAP-G</i>			<i>BV*</i>		
	$\Phi 78$	$\Phi 113$	$\Phi 163$	$\Phi 78$	$\Phi 113$	$\Phi 163$	$\Phi 78$	$\Phi 113$	$\Phi 163$	$\Phi 78$	$\Phi 113$	$\Phi 163$
N_s (j)	15,8	33,4	50,6	15,4	27,3	46,0	21,8	35,6	57,8	21,6	55,0	76,5
ε_{∞} (μm/m)	511	476	462	466	468	453	455	475	484	567	613	577
Δt (mois)	26	26	26	12	12	25	12	12	25	4	28	28

Plusieurs relations sont données dans la littérature pour les deux paramètres de ce modèle (N_s et ε_{∞}) [90]. L'approche classique est de considérer que N_s dépend linéairement du carré du rayon de séchage (4-14), comme c'est proposé dans le rapport ACI 209 2R-08 et l'Eurocode 2-2 [97]. Cette linéarité peut être exploitée par un changement de variable, pour obtenir une nouvelle forme de l'équation du retrait de dessiccation :

$$N_s = \alpha h_0^2 \quad (4-14)$$

N_s est remplacé dans l'équation (4-11) :

$$\varepsilon_{dess} = \frac{t}{t + \alpha h_0^2} \varepsilon_{\infty} \quad (4-15)$$

Avec le changement de variable suivant:

$$t^* = \frac{\sqrt{t}}{h_0} \quad (4-16)$$

L'équation (4-15) devient:

$$\varepsilon_{dess} = \frac{t^{*2}}{t^{*2} + \alpha} \varepsilon_{\infty} \quad (4-17)$$

Cette dernière forme du retrait de dessiccation montre que les courbes de retrait en fonction de t^* doivent se rejoindre vers une courbe maîtresse, indépendante de la taille de l'éprouvette. Pour cette raison nous avons choisi de présenter les courbes de retrait sous cette forme (Figures 4-14 à 4-17). Expérimentalement un décalage est observé entre les trois tailles d'éprouvettes, il traduit l'existence d'autres phénomènes qui ne sont pas pris en compte par les modèles existants. Exprimer N_s par une fonction affine comme le suggère la Figure 4-13 ($N_s = \alpha h_0^2 + \beta$) au lieu d'une fonction linéaire permet de mieux comprendre les résultats expérimentaux obtenus. En effet, malgré le changement de variable la dépendance des résultats à l'effet de taille subsiste. L'expression mathématique du retrait de dessiccation (4-18) dépend encore du rayon de séchage (Le Tableau 4-5 présente les coefficients α et β pour les différentes compositions). Sous cette forme, la cinétique de déformation croît en fonction du rayon de séchage ce qui correspond aux observations dans les courbes expérimentales (Figures 4-14 à 4-17).

$$\varepsilon_{dess} = \frac{t^{*2}}{t^{*2} + \alpha + \beta/h_0^2} \varepsilon_{\infty} \quad (4-18)$$

Tableau 4-5 Paramètres de calage pour N_s

	BAP-N	BAP-R	BAP-G	BV*
$\alpha(\text{j/m}^2)$	65,1	58,9	69,4	100,6
$\beta(\text{j})$	8,6	7,3	12,1	12,6

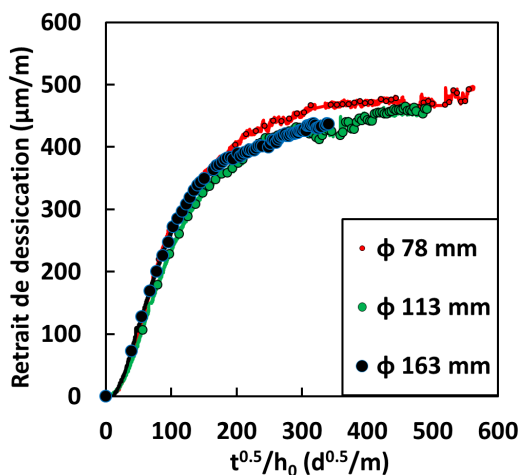


Figure 4-14 Retrait de dessiccation en fonction de t^* pour le BAP-N

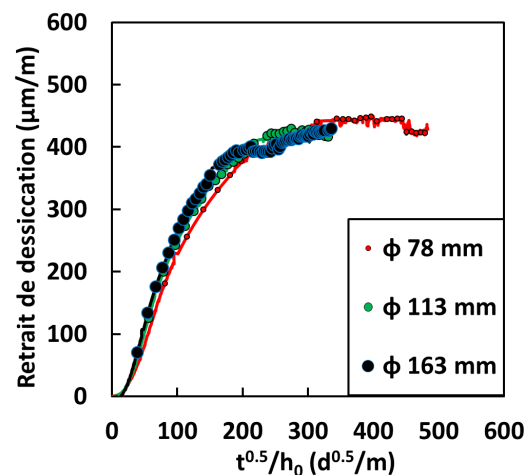


Figure 4-15 Retrait de dessiccation en fonction de t^* pour le BAP-R

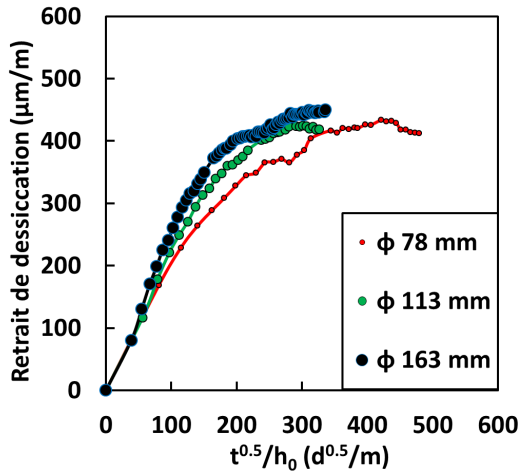


Figure 4-16 Retrait de dessiccation en fonction de t^* pour le BAP-G

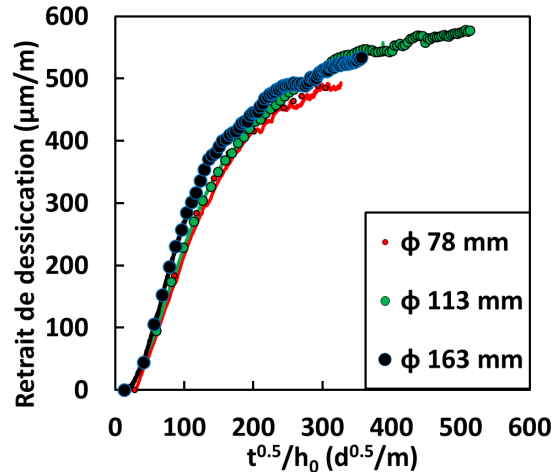


Figure 4-17 Retrait de dessiccation en fonction de t^* pour le BV*

4.3.4 Relation perte de masse - retrait

La partie la plus importante du retrait de dessiccation est due à la perte de masse qui engendre une baisse de la saturation au niveau du réseau capillaire et donc des dépressions capillaires. D'où l'importance du suivi de la perte de masse des bétons en parallèle avec le retrait. La perte de masse est un phénomène résultant du séchage qui dépend des conditions initiales et limites. Il est gouverné par les équations de transport hydrique.

BAP-N est un béton avec une grande proportion de filler calcaire. L'eau n'est pas fixée chimiquement par cette addition, donc cette formulation dispose d'une quantité d'eau libre plus importante par rapport aux autres formulations ($E/C=0,74$). Le béton vibré perd une quantité d'eau moins importante ce qui est aussi attendu vu son volume de pâte plus faible (280 l contre 380 l pour les BAP) Figures 4-18 à 4-21.

En ce qui concerne l'effet de taille, la classification attendue pour les différentes tailles est retrouvée, à savoir une cinétique de perte de masse plus importante pour les plus petites éprouvettes. Comme pour le retrait, nous avons choisi de tracer les courbes en fonction de t^* . S'il n'y a que le phénomène de séchage qui régit la perte de masse, on devrait avoir une superposition des évolutions des trois tailles. Expérimentalement, et comme le montrent les Figures 4-18 à 4-21 un décalage est observé, notamment par $\Phi 78\text{mm}$. Ceci prouve l'existence de phénomènes parallèles au séchage qui apportent une cinétique additionnelle pour les petits spécimens, mais sauvegardent le même comportement à long terme entre les différents rayons de séchage.

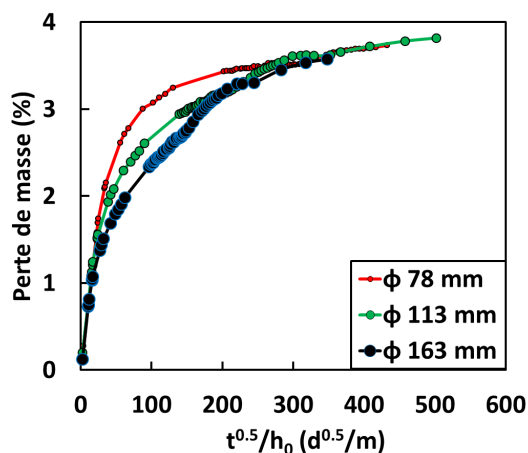


Figure 4-18 Perte de masse en fonction de t^* pour BAP-N

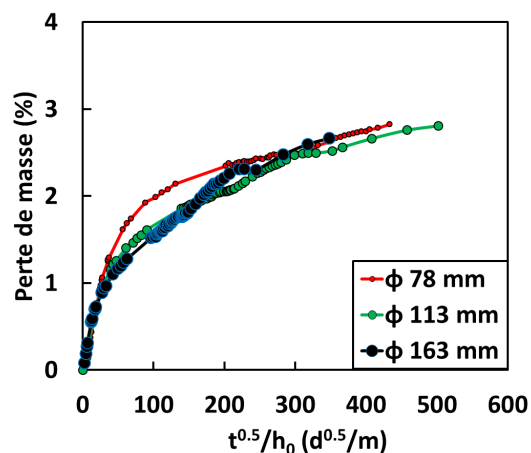


Figure 4-19 Perte de masse en fonction de t^* pour BAP-R

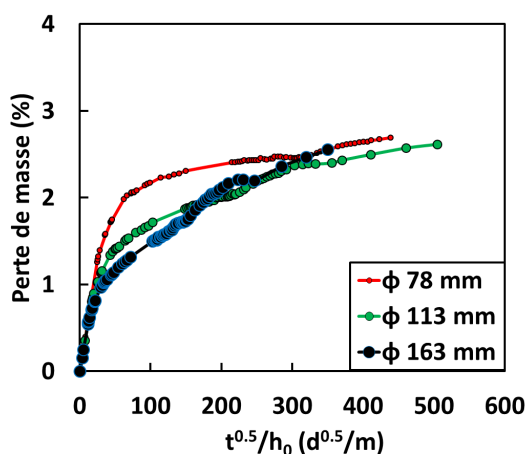


Figure 4-20 Perte de masse en fonction de t^* pour BAP-G

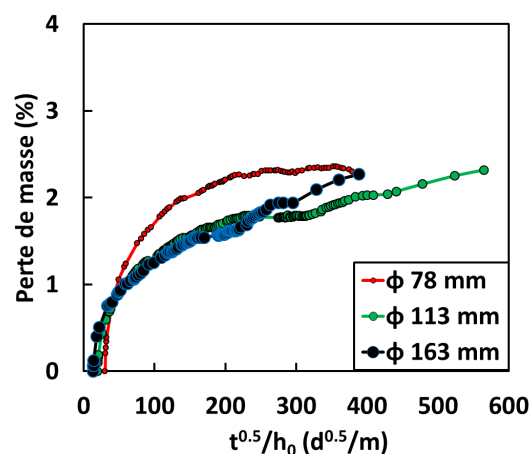


Figure 4-21 Perte de masse en fonction de t^* pour BV*

L'expression du retrait en fonction de la perte de masse constitue un bon moyen d'analyse des phénomènes accompagnant le séchage. Plusieurs études décrivent cette relation comme étant une relation linéaire [74] [113], ce qui peut être vrai dans le cas où les mesures sont faites sur matériau mature avec une hydratation très avancée. On peut aussi considérer les courbes du retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse comme étant des courbes constituées de deux phases [114]. Une première avec une faible pente qui correspond à une zone où le séchage opère sur une profondeur donnée, puis une deuxième phase dont la pente est plus importante où la diminution du degré de saturation se fait d'une manière uniforme au milieu de l'éprouvette. Ce genre d'approche est proposé par Delaplace [114] avec un modèle se fondant sur cette théorie. Dans un cas plus général, trois phases sont observées (Figure 4-22), ce qui sera mieux représenté à nos yeux par une sigmoïde. Nous pouvons l'approcher donc par une fonction logistique ou une tangente hyperbolique par exemple. Si on prend la première forme, on peut exprimer le retrait en fonction de la perte de masse avec l'équation (4-19). Comme le montre la Figure 4-22, ce modèle original est bien représentatif de ce type

de courbe et pourra être utilisé pour la description de la relation séchage - retrait. En effet, la perte de masse est directement liée au degré de saturation, ce dernier peut être obtenu par la modélisation du séchage.

$$\varepsilon_{dess} = \frac{a_0}{b_0 + e^{-c_0(\Delta m/m_0)}} \quad (4-19)$$

a_0 , b_0 et c_0 représentent des paramètres de calage.

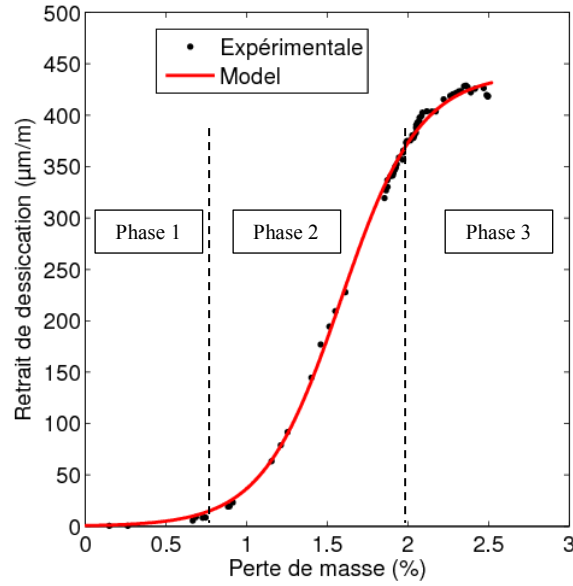


Figure 4-22 Comparaison modèle-expérience pour les courbes de retrait-perte de masse

Tableau 4-6 Paramètres de calibration pour le modèle de retrait de dessiccation-perte de masse

a	b	c
0,659	0,00149	4,11

Notons que la forme proposée représente la solution analytique de l'équation différentielle :

$$d\varepsilon = \left(c\varepsilon - \frac{cb}{a} \varepsilon^2 \right) d\left(\frac{\Delta m}{m_0}\right) \quad (4-20)$$

La perte de masse est directement liée à la saturation par l'équation suivante :

$$\Delta m = (1 - S)\phi V \rho_w \quad (4-21)$$

Où S est la saturation, ϕ est la porosité, V le volume et ρ_w la masse volumique de l'eau

On en déduit :

$$\frac{\Delta m}{m_0} = (1 - S)\phi \frac{\rho_w}{\rho_b} \quad (4-22)$$

Si on néglige la variation de la porosité et du volume par rapport à la saturation, nous pouvons écrire :

$$d\left(\frac{\Delta m}{m_0}\right) = -\phi \frac{\rho_w}{\rho_b} dS \quad (4-23)$$

Ainsi nous proposons de réécrire l'équation différentielle en fonction de la saturation sous la forme qui suit :

$$d\varepsilon = -\left(c\varepsilon - \frac{cb}{a}\varepsilon^2\right)\phi \frac{\rho_w}{\rho_b} dS \quad (4-24)$$

Ou encore dans une forme plus générale :

$$d\varepsilon = (A\varepsilon^2 - B\varepsilon)dS \quad (4-25)$$

Ainsi une nouvelle équation se dégage mettant en relation le degré de saturation et le retrait de dessiccation. Elle est basée initialement sur l'observation expérimentale de la forme des courbes de retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse. Puis grâce à la relation entre la perte de masse et le degré de saturation, nous avons pu l'étendre à une équation liant directement le retrait de dessiccation au degré de saturation. Notons qu'à aucun moment le temps ne rentre dans ce raisonnement, puisque cette notion reste floue par rapport au matériau béton. En effet, l'évolution de l'hydratation du matériau selon les conditions limites fait que le matériau dépend plutôt du temps équivalent qui prend en compte le degré d'hydratation.

Dans les Figures 4-23 à 4-26 trois paliers peuvent être distingués. Le premier représente un départ d'eau sans retrait consécutif. Il correspond physiquement à une baisse de la saturation sans baisse de l'humidité relative. En effet, on passe dans le réseau poreux d'une eau sous forme liquide vers un équilibre vapeur-liquide. Pendant ce dernier équilibre entre les deux phases, une période existe où l'humidité reste égale à 100% alors que la saturation diminue [115]. Selon la loi de Kelvin-Laplace (4-26) les dépressions capillaires sont fonction de l'humidité relative, ceci signifie que tant que cette valeur est à 100%, il n'y aura pas de dépression capillaire suffisante pour engendrer le retrait de dessiccation. C'est ce qui explique ce premier palier très rapide et sans retrait. Le retrait endogène et le retrait total y sont presque égaux. La perte de masse peut dépasser le 1% de la masse de l'éprouvette pendant les deux premières semaines, ce qui représente pour le *BAP-N* plus de 25% de la perte de masse à long terme. Cette partie dépend de la quantité d'eau libre dans le béton, d'où la largeur de ce palier pour le *BAP-N* par rapport aux autres compositions.

Le deuxième palier semble être linéaire dans sa majeure partie. Il représente le début de baisse d'humidité relative dans les pores capillaires, et par conséquent le début du retrait. Cette phase va dépendre de la finesse du réseau poreux. En effet, d'après l'équation de Kelvin Laplace (4-26), plus ce dernier est grossier plus pour une perte de masse donnée le retrait sera faible. Ceci est le cas du *BAP-N* dont le retrait à une perte de masse donnée est le plus faible.

Le troisième palier est un palier de stabilisation où l'asymptote du retrait à long terme est approchée. L'évolution dans le temps de la perte de masse devient très lente, après le départ de la majorité de l'eau libre. Le départ de l'eau qui s'évapore dans l'air est compensé par la fixation du dioxyde de carbone par la réaction de carbonatation, d'où cet effet de stabilisation des courbes.

Pour la même perte de masse la grande éprouvette a le retrait de dessiccation le plus grand et ce pour les quatre compositions de béton. Ceci signifie que le réseau poreux dans les grandes éprouvettes est plus fin que dans les éprouvettes de tailles différentes. Le béton à l'intérieur de l'éprouvette $\Phi 163\text{mm}$ a plus de temps de s'hydrater et de réduire sa porosité. Ainsi, un tel phénomène ne pourra pas être décrit par un matériau homogène, d'autant plus que la forme des ménisques est plus importante que la perte de masse dans la détermination du retrait développé [116].

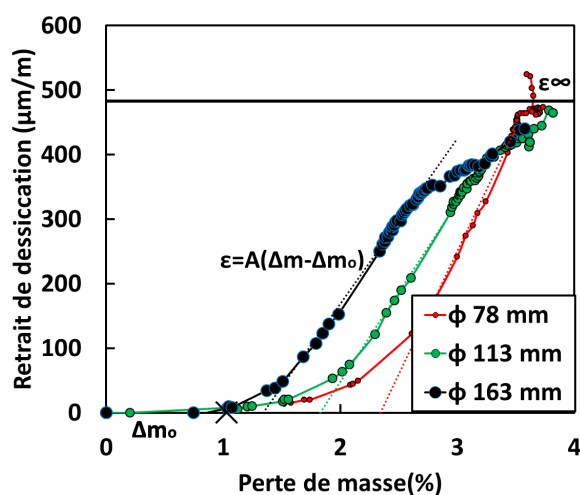


Figure 4-23 Retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse pour le BAP-N

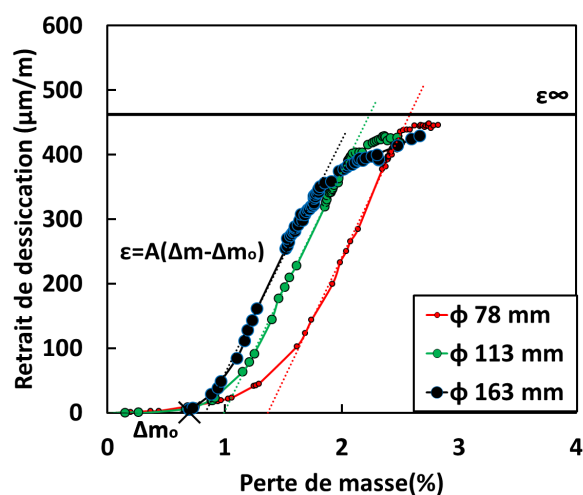


Figure 4-24 Retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse pour le BAP-R

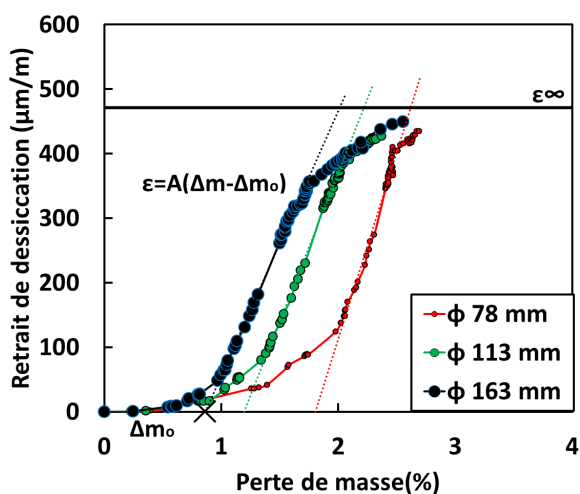


Figure 4-25 Retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse pour le BAP-G

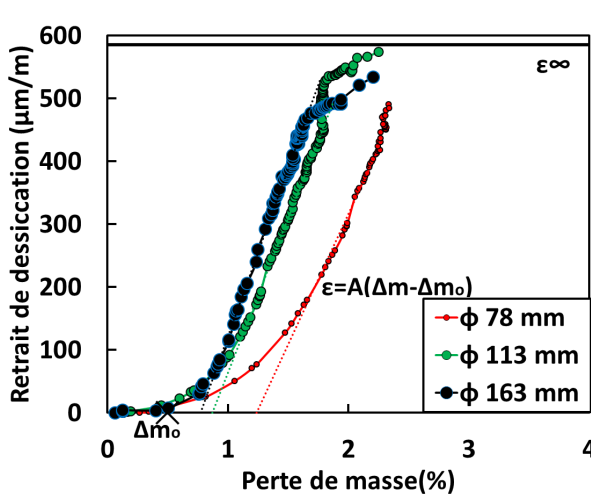


Figure 4-26 Retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse pour le BV*

Tableau 4-7 Paramètres calibrés sur la partie linéaire des courbes retrait-perte de masse

	$\Phi 78 \text{ mm}$		$\Phi 113 \text{ mm}$		$\Phi 163 \text{ mm}$	
	$A(\mu\text{m/m})$	$\Delta m_0 (\%)$	$A(\mu\text{m/m})$	$\Delta m_0 (\%)$	$A(\mu\text{m/m})$	$\Delta m_0 (\%)$
BAP-N	382	2,34	279	1,83	256	1,34
BAP-R	382	1,37	372	0,99	363	0,83
BAP-G	579	1,80	460	1,19	411	0,86
BV*	415	1,24	492	0,87	534	0,77

4.3.5 Analyse de l'effet de la taille

A cause du manque de données expérimentales, l'influence du séchage sur le comportement à long terme est rarement remise en cause. La campagne expérimentale réalisée durant ces trois dernières années avec des résultats reproductibles (une cinétique de séchage plus rapide pour les petites éprouvettes Figures 4-18 à 4-21) nous permet de questionner les modèles existant dans la littérature.

Pour expliquer l'effet de taille observé dans les courbes de perte de masse et de retrait en fonction de t^* , et qui n'est pas pris en compte par les modèles classiques, une hypothèse est faite par rapport au couplage physico-chimique. Cette hypothèse consiste à dire que deux phénomènes agissent dans deux sens opposés : le premier qui est l'hydratation va représenter une diminution du volume poreux, ce qui est observé expérimentalement par Therrien et al [117]. Le deuxième est le séchage considéré comme un départ d'eau libre, s'il est assez avancé il peut freiner l'hydratation du ciment. L'avancement de l'un de ces deux phénomènes va directement impacter l'évolution de l'autre voire la stopper. Cependant, en ce qui concerne le retrait et en accord avec (4-26), les deux phénomènes impacteront la déformation dans la même direction, et le développement de chacun des deux engendrera des dépressions capillaires qui causeront à leur tour du retrait. L'effet de l'hydratation est clairement observable dans les bétons à haute performance [52].

$$\sigma_{cap} = P_g - P_L = -\frac{RT\rho_e}{M}\ln(h) = \frac{2\sigma}{r}\cos(\alpha_m) \quad (4-26)$$

σ_{cap} : pression capillaire (Pa)

P_g : pression du gaz (Pa)

P_L : pression du liquide (Pa)

R : constante universelle des gaz parfaits ($\text{J}\cdot\text{mol}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)

T : température (K)

M : masse molaire (g/mol)

ρ_e : densité de l'eau (kg/m³)

h : humidité relative

r : courbure du pore (m)

α_m : angle de contact (rad)

Pour la compréhension du comportement des différentes tailles d'éprouvettes, nous allons introduire la notion de profondeur de séchage qui va correspondre à la perte de masse sans retrait engendré, suggérée par les résultats expérimentaux (Figures 4-23 à 4-26). Cette profondeur sera une zone où le béton séchera rapidement après le décoffrage, avec une hydratation incomplète, et probablement des microfissurations. Pour définir la dimension de cette peau où l'eau part rapidement, nous proposons qu'elle corresponde à la fin du premier plateau et le début du deuxième. Notons que ce plateau varie selon la composition du béton et peut être avec la taille. Cette profondeur est liée à plusieurs phénomènes qui affectent le béton de peau en même temps et qui sont indissociables, comme l'hydratation incomplète, la microfissuration, l'effet de paroi, etc.

Nous avons choisi de déduire ce paramètre de profondeur de séchage des courbes de retrait perte de masse, mais la représentation actuelle ne le permet pas facilement. Pour cela, nous proposons de transformer la perte de masse en une distance équivalente en divisant cette dernière par la surface de séchage et la masse d'eau libre dans un mètre cube de béton. Nous noterons ce ratio d , il est donné par l'équation (4-27). La profondeur de séchage δ sera définie comme l'intersection entre l'extrapolation linéaire de la deuxième phase et l'axe d , pour les courbes de retrait de dessiccation en fonction de d , comme le montre la Figure 4-27.

$$d = \frac{\Delta m / S_d}{m_f} \quad (4-27)$$

Δm : Perte de masse (kg)

S_d : Surface de séchage (m²)

m_f : Masse d'eau libre par 1m³ de béton (kg/m³)

Cette masse peut être calculée avec la formule suivante:

$$m_f = W - \alpha \times w_{\infty} \times C \quad (4-28)$$

Le contenu en eau libre est donné par l'équation (4-28). W est le contenu en eau efficace des bétons en kg/m³. α est le degré d'hydratation à 24h (quand le béton est exposé au séchage) déterminé par analyse calorimétrique isotherme, w_{∞} est la valeur ultime du ratio de l'eau chimiquement liée par rapport au ciment (kg/kg), C est le contenu en ciment de la formule en (kg/m³). α est pris égal à 0,4. La valeur de w_{∞} est prise égale à 0,25 en se basant sur la composition du ciment Portland selon Bogue.

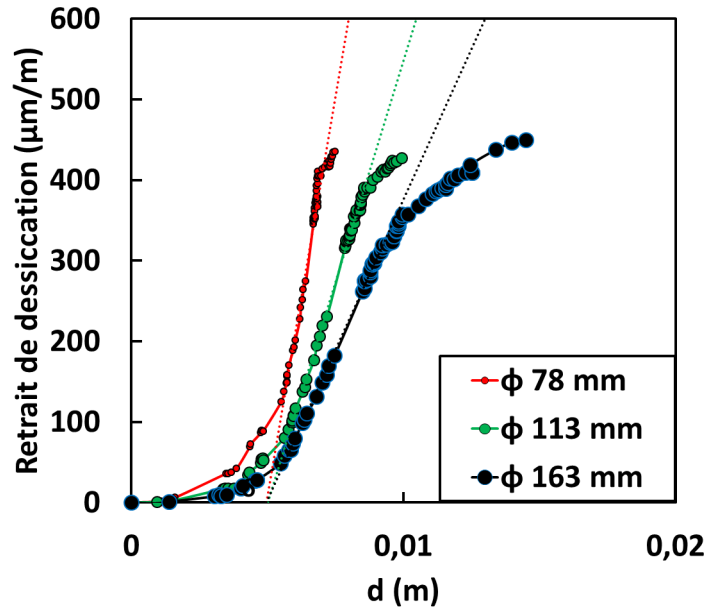


Figure 4-27 Retrait de dessiccation en fonction de d

Les résultats obtenus après calcul pour les différentes tailles et les différents bétons sont rassemblés dans le Tableau 4-8. La profondeur de séchage dépend faiblement de la taille de l'éprouvette comme le montre l'écart type dans le tableau qui varie entre 0,0 et 0,6 pour les quatre compositions. La profondeur de séchage est plus importante pour le *BAP-N* que pour les autres bétons, ce qu'on explique par la grande proportion en filler calcaire dans cette composition, donc la grande quantité d'eau libre.

Tableau 4-8 Profondeur de séchage calculée pour les différentes formulations

δ (mm)	$\Phi 78$ mm	$\Phi 113$ mm	$\Phi 163$ mm	Moyenne (mm)	Ecart type (mm)
BAP-N	6,3	7,4	7,6	7,1	0,6
BAP-R	3,8	4,2	4,9	4,3	0,4
BAP-G	5,0	5,0	5,0	5,0	0,0
BV*	3,4	4,0	4,9	4,1	0,5

En se basant sur la notion de profondeur de séchage nous pouvons calculer un volume correspondant à cette distance, où les caractéristiques hydriques et mécaniques sont différentes, nous la rapportons au volume total. On note f_d ce ratio (4-29) :

$$f_d = \frac{v_{dry}}{v_{tot}} = 2 \frac{\delta}{R} - \left(\frac{\delta}{R}\right)^2 \quad (4-29)$$

On trace l'évolution de f_d pour les trois tailles d'éprouvettes pour des valeurs de profondeurs de séchage différentes (Figure 4-27). Nous remarquons que la différence observée entre la petite éprouvette et la moyenne est plus importante que la différence observée entre la

moyenne éprouvette et la plus grande. Ceci signifie que l'impact de cette profondeur de séchage sera plus notable pour la petite taille que pour la grande taille, et ce par rapport à l'éprouvette moyenne. Ce résultat est en cohérence avec les courbes expérimentales du retrait et de la perte de masse tracées en fonction de t^* , puisque nous remarquons sur ces courbes expérimentales un décalage plus important vers le haut pour les courbes de perte de masse $\Phi 78$ mm par rapport à $\Phi 113$ mm, que le décalage vers le bas de $\Phi 163$ mm par rapport à $\Phi 113$ mm. La même remarque peut être faite en ce qui concerne les courbes de retrait mais dans l'autre sens (Figures 4-14 à 4-17).

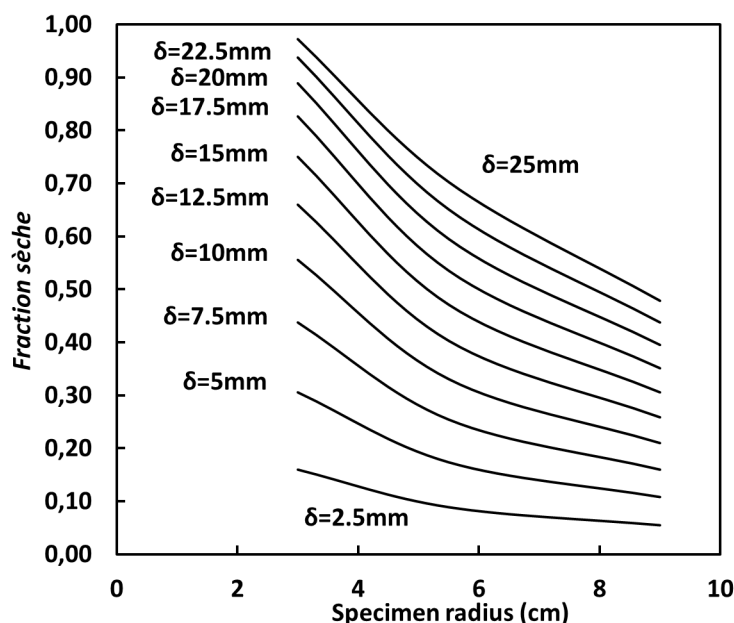


Figure 4-28 Evolution de la fraction sèche en fonction du rayon de l'éprouvette et de la profondeur de séchage.

L'existence d'un effet de peau impactant le comportement à long terme est maintenant claire. Le raisonnement proposé ici nous a permis d'analyser son influence sur le séchage. Nous pouvons mieux comprendre son influence en ramenant la grande éprouvette et la petite à un volume unitaire comme le montre la Figure 4-29. Ainsi la petite éprouvette contient en relatif plus de béton dont les caractéristiques sont impactées par l'effet de peau. Par conséquent, les petites éprouvettes auront une porosité plus ouverte (hydratation ralenti par le séchage) et une perméabilité plus grande (porosité et microfissuration) ce qui explique la cinétique de séchage plus grande Figure 4-27, et en même temps selon Kelvin-Laplace (4-26) la cinétique de retrait plus faible (Figures 4-23 à 4-26).

La fraction f_d peut aussi expliquer la transition entre la première phase et la deuxième phase observée dans les courbes retrait-perte de masse, et qui varie avec la taille de l'éprouvette. En effet, plus cette fraction est importante plus le palier initial est long (Figures 4-23 à 4-26). Ainsi, dès que les dimensions deviennent importantes, l'effet de peau diminue relativement et la transition devient plus brutale, puisque la porosité est plus fine, et à une perte de masse égale le retrait est plus important.

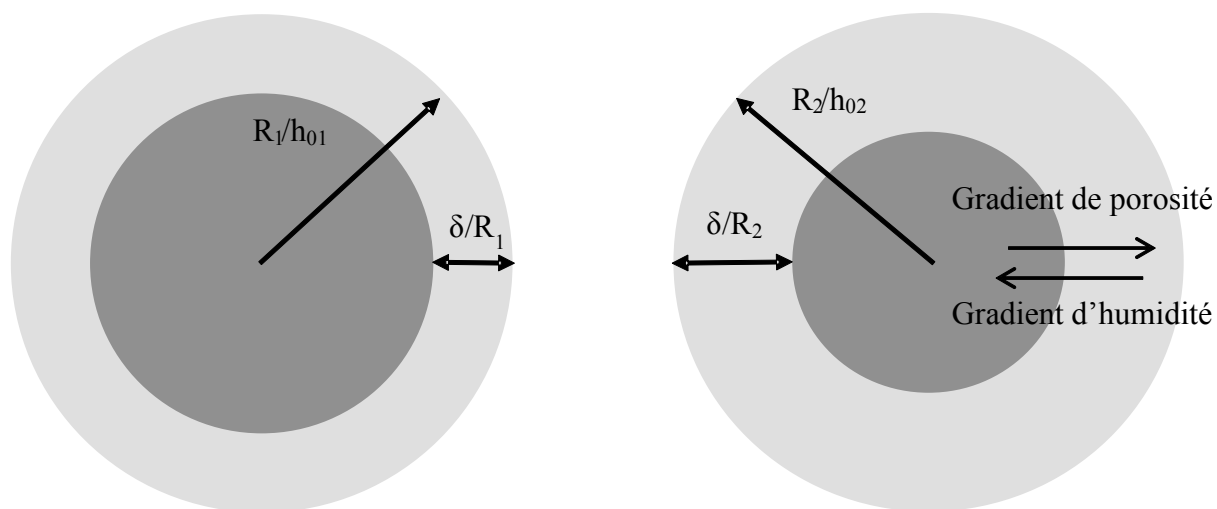


Figure 4-29 Une grande éprouvette à gauche et une petite à droite ramenées à une taille unitaire.

L'analyse présentée dans cette partie montre l'existence et donne une explication à l'effet de taille observé lors des suivis expérimentaux de la perte de masse et du retrait. Cet effet est généralement omis dans les codes de calcul, et les modèles de séchage simples. Nous avons prouvé par l'introduction de la notion de profondeur de séchage et par des calculs simples que des phénomènes additionnels existent et affectent le comportement à long terme de nos bétons, et ce en augmentant la cinétique de la perte de masse des petites éprouvettes. Cette variation peut excéder à des t^* données les 25% de perte de masse entre la petite et la grande éprouvette. Le même phénomène de peau conduit à des cinétiques de retrait moins rapides pour les petites tailles. Ce concept d'effet de peau est très important pour décrire correctement le comportement des bétons surtout dans des conditions extrêmes (température élevée, basse humidité relative par exemple) où il pourra être accentué comme c'est observé expérimentalement [46].

4.4 Bilan

Dans les publications scientifiques et les normes en vigueur, plusieurs modèles de retrait sont proposés pour la détermination du retrait de dessiccation. Une étude comparative a porté sur trois formes mathématiques communément utilisées aujourd'hui. Elle nous a permis de souligner les avantages et les inconvénients de chacune des trois et de choisir le modèle de Torben pour la suite de l'étude. En effet, ce dernier modèle présente l'avantage de donner une bonne extrapolation à partir d'une durée relativement limitée de mesures. En plus, le temps nécessaire pour la détermination numérique des paramètres est aussi réduit. On ajoute à ceci le fait que les deux paramètres du modèle ont un sens, puisqu'ils représentent le retrait à long terme, et la durée nécessaire pour atteindre la moitié de ce retrait. Ces trois avantages du modèle de Torben, nous ont conduits à le choisir pour la suite de l'étude.

Dès lors une étude approfondie sur l'évolution de la convergence du modèle de Torben est effectuée. Son objectif est de comprendre en détail la vitesse de convergence de ce modèle. Les essais sont menés sur quatre compositions de béton, et portent sur trois tailles d'éprouvettes. Si le fait d'avoir une convergence plus lente pour la grande éprouvette était attendu, les résultats ont aussi montré que l'éprouvette moyenne avait la convergence la plus

rapide. La cinétique du séchage augmente inversement avec la taille des éprouvettes, mais la sensibilité de l'éprouvette aux conditions extérieures augmente en même temps. Ainsi les artefacts de mesure impacteront plus les petites éprouvettes que les grandes. Néanmoins après une durée raisonnable de mesures les précisions du modèle pour la petite et la moyenne éprouvette deviennent très proches, sachant qu'à temps égal l'éprouvette de petite taille donne plus d'information sur le comportement à long terme. Ainsi, si la durée est de plus de trois mois, il est donc plus intéressant de choisir l'éprouvette de taille minimale pour les campagnes expérimentales suivantes.

L'analyse du retrait de dessiccation et de la perte de masse à long terme visait à étudier l'effet de taille sur la cinétique et le retrait à long terme. Les essais de retrait et de perte de masse ont été effectués sur trois BAP et un béton vibré, et sur trois tailles d'éprouvettes. L'analyse des résultats obtenus nous permet de tirer les conclusions suivantes :

- La comparaison des valeurs de retrait des différentes compositions de béton pour une durée de mesures donnée peut induire en erreur, comme le montrent les résultats expérimentaux. A partir de l'équation hyperbolique de Torben, l'approche proposée permet de déduire deux paramètres des essais de retrait de dessiccation : le retrait à long terme et la durée nécessaire pour atteindre la moitié de cette valeur. L'interprétation des différences de comportement entre bétons devient plus facile et plus fiable.
- Le retrait de dessiccation à long terme n'est pas influencé par l'effet de taille, mais les cinétiques en dépendent. Les variations observées pour les courbes de retrait ou pour les courbes de perte de masse ne peuvent pas être expliquées seulement par l'effet du rayon de séchage.
- Les modèles existants de retrait sont basés sur les équations de transport avec des expressions en fonction du temps équivalent t^* (la racine carrée du temps ramené au rayon de séchage). Cette description est adéquate pour la description du séchage, mais ne prend pas en compte les phénomènes complexes qui interviennent quand le séchage commence au jeune âge. L'hétérogénéité du matériau béton et l'évolution de ces propriétés impliquent l'existence d'autres phénomènes, comme l'hydratation, l'effet de paroi, et les microfissurations. Ils ne sont pas pris en compte dans les modèles classiques. Les graphes tracés en fonction de t^* confirment leur existence.
- L'analyse des courbes de retrait en fonction des pertes de masse montre l'existence de trois phases. La première correspond à une perte de masse sans retrait, qui se termine quand le retrait de dessiccation commence à devenir significatif. On remarque que son déclenchement dépend de la taille de l'éprouvette. A cette étape l'effet de taille est expliqué par une profondeur de séchage quasiment indépendante du rayon de séchage, où le béton sèche sans créer de retrait. Cette profondeur dépend de la composition du béton et elle est relativement peu impactée par la taille de l'éprouvette. Plusieurs phénomènes peuvent être à l'origine de ce comportement de peaux : le couplage hydratation-séchage, l'effet de paroi, et les microfissurations.

De nouvelles notions sont introduites et nous aident à comprendre les différences observées expérimentalement entre les différentes tailles d'éprouvettes. Ainsi la profondeur de séchage

peut être utilisée pour prendre en compte les effets des conditions limites ou initiales sur la durabilité des structures en béton.

Partie II: Chapitre 5

Effet des conditions limites sur le retrait à long terme

Les conditions d'exposition limites et initiales impactent directement la microstructure du matériau béton et le couplage hydratation-séchage y est directement lié. Cette partie sera consacrée à l'étude de deux paramètres.

Le premier paramètre qui peut être contrôlé ou géré, est la durée du coffrage qui dépend de la rotation des banches et impacte directement le coût de production. Généralement, les entreprises préfèrent un décoffrage rapide pour un coût de revient meilleur, tandis que les préconisations conseillent une durée du coffrage plus longue afin d'atteindre les meilleurs performances mécaniques et de durabilité. Un décoffrage tardif fournit aussi des conditions optimales pour l'hydratation et diminue par la même occasion sa porosité, ce qui permet d'avoir une durabilité optimale. Cependant, la durée du coffrage n'est pas toujours maîtrisable sur le même chantier, il peut varier selon les conditions de mise en œuvre. Généralement, les durées les plus courtes sont utilisées, car le coulage du béton est souvent effectué en fin de journée et le décoffrage le lendemain matin. Cependant en fin de semaine ou juste avant les jours fériés la période du coffrage est automatiquement prolongée. Ainsi, trois durées de coffrage différentes sont étudiées pour la détermination de l'impact de cette condition initiale sur le retrait à long terme des bétons ordinaires et des BAP.

Le second point analysé dans ce chapitre est l'humidité relative externe, qui représente quant à elle une condition climatique non maîtrisable sur le terrain. Elle varie entre la nuit et le jour, d'une saison à une autre, et selon les zones géographiques. Elle représente aussi une solution envisagée pour l'accélération des essais de retrait en laboratoire. Cette condition limite à laquelle le matériau est exposé a des conséquences directes sur sa microstructure. Sachant que les premiers jours sont les plus importants pour l'hydratation et la formation du réseau poreux, cette exposition aura donc plus d'importance au début, et son influence diminuera avec le temps. A long terme le matériau devient mature et sa constitution interne évolue lentement. Dans ce cas la détermination de l'évolution du degré de saturation au sein du béton devient plus facile avec les modèles existants de séchage, puisque la porosité et la perméabilité deviennent plus stables, et les coefficients de calcul tendent à devenir constants. Dans cette partie de la thèse, trois humidités relatives externes sont utilisées pour déterminer l'influence de cette condition d'exposition sur le comportement à long terme de nos matériaux. Des essais de compression, de fendage, de retrait et de perte de masse sont effectués en parallèle pour des bétons soumis dès le décoffrage à des humidités relatives différentes.

5.1 Bibliographie : Approches et outils disponibles

5.1.1 Effet de la durée du coffrage

L'effet de la durée du coffrage sur le comportement des bétons à long terme est peu étudié dans la littérature. La condition initiale à laquelle est soumis le béton, est considérée comme

ayant les mêmes conséquences qu'une cure du matériau après décoffrage. Différentes méthodes de cure existent allant de la cure à l'eau (liquide ou vapeur) jusqu'à l'application de produits chimiques pour l'établissement d'une couche imperméable, ralentissant le séchage. Ainsi, les chercheurs ont choisi d'orienter leurs travaux vers l'étude des méthodes de cure et de leurs impacts. Sur chantier, il est plus pratique de retirer le coffrage pour la fabrication d'autres éléments structuraux et de procéder à une cure, que d'attendre la maturité du béton souhaitée sous coffrage. D'un point de vue scientifique les deux choix se distinguent par l'apport ou non d'eau externe, mais dans les deux cas l'objectif est de protéger le béton du séchage, pour permettre une bonne hydratation du ciment.

Les résultats expérimentaux montrent qu'une durée de cure plus importante permet l'obtention de meilleures performances mécaniques. Ainsi, la résistance à la compression augmente quand le béton a une protection plus longue [118] [119] [120]. La résistance à la traction et le module vont aussi croître avec la durée du coffrage, puisque ces propriétés sont aussi dépendantes de l'hydratation. Il est à noter que l'effet de la cure sur le comportement à long terme dépend aussi de la composition du béton, il est d'autant plus marqué que le dosage en ciment est faible [118] [119].

Dans la plupart des préconisations existantes, il est conseillé d'avoir une durée maximale de coffrage, dans le but de diminuer l'impact du séchage sur le comportement à long terme, et que cette exposition ait lieu à un âge où le liant est mieux hydraté et donc plus performant d'un point de vue mécanique. Ce genre de recommandations est aussi formulé pour une meilleure durabilité du béton [121].

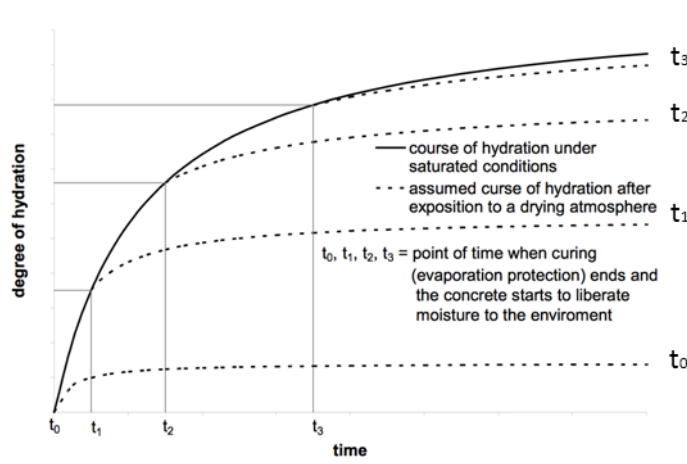


Figure 5-1 Courbes d'hydratation pour des durées de cure différentes selon City & al. [70]

La durée du coffrage est l'un des paramètres influençant le séchage. Chaque formulation de béton contient une quantité d'eau libre qui dépend de l'avancement de l'hydratation. Ces conditions sont liées à l'effet de la cure, puisque l'évaporation de l'eau est empêchée et les conditions d'hydratation sont optimisées. Ainsi plus la durée du coffrage ou de cure est longue, plus la quantité d'eau liée chimiquement est importante. Ainsi, pour une même formulation de béton plus ce temps est important plus le degré d'hydratation est élevé comme le montre la Figure 5-1, et donc l'eau susceptible d'être perdue est faible.

5.1.2 Effet de l'humidité relative ambiante

En ce qui concerne l'influence des conditions limites hydriques sur la résistance du béton, il a été observé qu'un taux de saturation élevé du matériau conduit à une perte de résistance due à la dilatation du gel de ciment par l'eau adsorbée. Les forces de cohésion de l'élément solide sont alors réduites [122] [68]. Ce raisonnement ne peut être vrai que si les éprouvettes ont le même degré d'hydratation, ce qui correspond dans ce cas à des bétons matures. Si l'exposition à des conditions limites différentes, allant de la saturation complète au séchage se fait au jeune âge, les conclusions ne peuvent être les mêmes, puisque l'avancement de l'hydratation est directement impacté. Ainsi, l'humidité relative externe va directement influencer le comportement à long terme du matériau, surtout lors d'une exposition au jeune âge où la réaction d'hydratation est loin d'être achevée comme le montre la Figure 5-2.

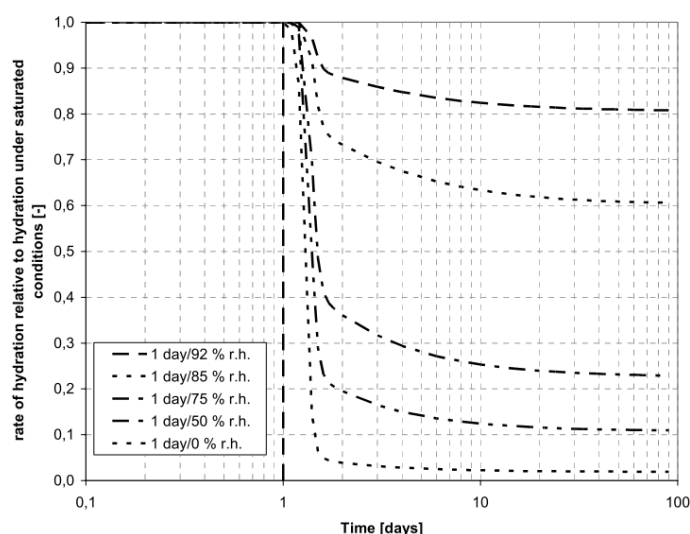


Figure 5-2 Evolution du degré d'hydratation sous différentes humidités relatives en fonction du temps [70]

Quant au retrait de dessiccation, il est directement impacté par les conditions limites, puisque le gradient d'humidité existant entre le béton et son environnement constitue l'élément moteur du séchage. Plus ce gradient est important plus la cinétique de séchage est rapide. Si le départ d'eau commence quand le matériau est mature, son comportement ne sera pas très affecté, par contre quand il intervient au jeune âge, le couplage hydratation séchage entre en jeu. Ainsi, si les pores sont rapidement asséchés, l'hydratation peut être stoppée et les performances mécaniques diminuées. La porosité du matériau est aussi affectée par l'arrêt de l'hydratation ce qui va engendrer une augmentation du rayon des pores par rapport à un béton bien hydraté.

Le rayon des pores influence à la fois la perméabilité, la dépression capillaire (équation de Kelvin-Laplace) et la rigidité du matériau. Il est donc difficile de prévoir la tendance d'évolution, d'où la nécessité de la caractérisation de la microstructure du matériau, et d'une bonne compréhension du mécanisme de retrait pour la détermination du comportement à long terme. Le retrait de dessiccation peut avoir plusieurs origines, les trois principaux mécanismes sont la dépression capillaire, la pression de disjonction et la variation de l'énergie de surface. La forme mathématique des expressions de ces trois phénomènes est similaire [63] [123], même s'ils ont des causes différentes :

La dépression capillaire (suction) : Elle résulte de l'équilibre liquide-vapeur dans la porosité capillaire du béton. La diminution de l'humidité relative au sein du béton (du fait du séchage) induit une diminution de la pression de l'eau liquide, provoquée par la vaporisation de celle-ci. La coexistence des phases liquide (eau) et gazeuse (vapeur d'eau et air sec) entraîne la formation d'un ménisque à l'interface liquide/gaz, et donc l'apparition de tensions capillaires. Elles ont pour conséquence la contraction du squelette solide provoquant ainsi le retrait de dessiccation [124] [125].

La pression de disjonction : L'eau associée à la pression de disjonction est en équilibre avec l'humidité relative environnante. Une diminution de l'humidité relative entraîne un départ de cette eau. Il se produit alors une diminution de l'épaisseur de la couche d'eau adsorbée dans la zone d'adsorption empêchée et donc une diminution de la pression de disjonction. Il en résulte une déformation du squelette solide qui correspond à la déformation de retrait [124] [125].

La variation de l'énergie surfacique solide : L'énergie surfacique des particules du gel C-S-H crée des contraintes de traction en surface et des contraintes de compression au sein du solide. La surface spécifique des C-S-H est très élevée [125]. Lorsqu'il y a adsorption, les tensions surfaciques diminuent et s'il y a désorption, les contraintes induites augmentent, provoquant une contraction du solide et donc une déformation de retrait [124].

Ce chapitre traite des impacts des conditions externes, en essayant d'étudier les effets d'un climat sec, d'un climat humide et d'un climat intermédiaire. Il est donc très important de comprendre les différentes sources de retrait selon les conditions d'exposition. Les chercheurs ne sont pas unanimes en ce qui concerne les mécanismes du retrait pour des tranches d'humidité relative différentes. Au-delà de 50% HR Powers [126] et Ishai [127] identifient la dépression capillaire comme origine du retrait. Feldman et Serada [128] posent cette limite en dessous des 40% avec la participation de l'énergie surfacique. Powers [126] pense que la pression de disjonction influe pour n'importe quelle tranche d'humidité. Pour les basses humidités Ishai [127] propose l'énergie surfacique, Feldman et Serada [128] l'eau interfoliaire et Wittmann [129] l'énergie surfacique comme source des déformations de retrait. Ainsi, les différents mécanismes de retrait peuvent apparaître ou disparaître selon la tranche d'humidité relative dans laquelle le matériau se trouve. Il est donc primordial d'étudier l'impact de ces conditions sur le retrait et d'expliquer ce qui en résulte.

Tableau 5-1 Mécanismes de retrait en fonction de l'humidité relative selon Benboudjema [124] et Soroka [130].

	Humidité relative					
	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1
Powers (1965)	<div style="display: flex; justify-content: space-between; align-items: center;"> ← Pression de disjonction → </div> <div style="display: flex; justify-content: space-between; align-items: center;"> ← Pression capillaire → </div>					
Ishai (1965)	<div style="display: flex; justify-content: space-between; align-items: center;"> ← Energie surfacique → ← Pression capillaire → </div>					
Feldman et Serada (1970)	<div style="display: flex; justify-content: space-between; align-items: center;"> ← Eau interfoliaire → ← Pression capillaire & énergie surfacique → </div>					
Wittmann (1968)	<div style="display: flex; justify-content: space-between; align-items: center;"> ← Energie surfacique → ← Pression de disjonction → </div>					

5.2 Programme expérimental

5.2.1 Effet de la durée du coffrage

L'étude de l'effet de la durée du coffrage porte sur deux formulations : un BAP référence et un BV présentés dans le Tableau 5-2. Les deux bétons sont décoffrés à 16 h, 24 h et 48 h après le coulage, dans une salle climatisée régulée en température ($20^{\circ}\text{C} \pm 1$) et en humidité relative ($50\% \pm 5$) comme le montre la Figure 5-3. Les essais auxquels sont soumis ces deux bétons sont les mesures de résistances à la compression, à la traction par fendage et le module statique à 16 h, 24 h, 48 h, 7 et 28 jours. Ils sont effectués sur les mêmes éprouvettes cylindriques ($11 \times 22 \text{ cm}^2$). Des suivis de perte de masse, de retrait total, et de retrait endogène sont effectués sur des éprouvettes cylindriques ($7,8 \times 28 \text{ cm}^2$) pour avoir des résultats rapides dans un intervalle de temps réduit comme cela est justifiés dans le chapitre 4.

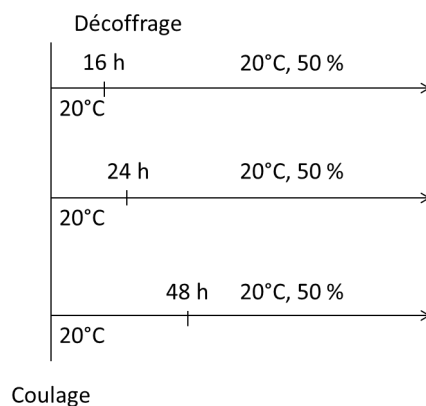


Figure 5-3 Schéma explicatif du décoffrage et des conditions de conservation des bétons

Tableau 5-2 Composition des bétons utilisés pour l'étude de l'effet de la durée du coffrage

kg/m^3	<i>BAP REF</i>	<i>BV</i>
Gravier (Amphibolite) 10/14 (G)	290	875
Gravier (Amphibolite) 6/10 (G)	550	211
Sable 0/4 (S)	780	855
Ciment (C)	330	303
Filler calcaire (A)	210	-
Superplastifiant	2,8	-
Eau (W)	205	182
V_G/V_S	0,92	1,1
E/C	0,62	0,60
E/(C+A)	0,38	0,60
Volume de pâte (l)	391	280

Pour comprendre l'évolution de la microstructure de la formulation BAP, des mesures de porosimétrie à mercure sont effectuées sur les éprouvettes à 6 mois. Les échantillons sont prélevés du centre et de la surface des éprouvettes exposées au séchage à partir de trois âges différents. Pour répondre à la question de la durabilité, des mesures de profondeur de carbonatation sont ainsi effectuées pour les trois conditions d'exposition. Cet essai réalisé grâce à la phénolphthaléine qui se colore dans les zones non carbonatées [131] est effectué à deux âges différents du béton : 6 mois et 1 an.

5.2.2 Effet de l'humidité externe

Pour cette partie d'étude la maîtrise des conditions limites est très importante. Une enceinte climatique spéciale de 720 litres est utilisée comme le montre la Figure 5-4. Elle permet de créer deux ambiances différentes, une de (20°C, 30% HR) et l'autre de (20°C, 70% HR). Pour les conditions limites intermédiaires de (20°C, 50% HR) la salle climatique décrite dans les chapitres précédents est utilisée ici (Figure 5-5).



Figure 5-4 Enceinte climatique régulée en température et en humidité relative

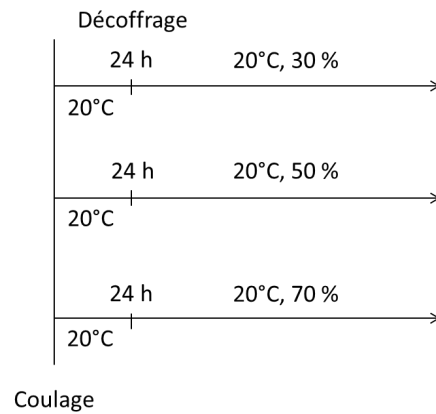


Figure 5-5 Schéma explicatif du décoffrage et des conditions de conservation des bétons

Tableau 5-3 Récapitulatif des différents essais réalisés avec les différents bétons pour le chapitre 5.

<i>Durée du coffrage</i>	<i>HR=30%</i>	<i>HR=50%</i>	<i>HR=70%</i>
16h	-	<i>BAP REF (x3)</i> <i>BV</i>	-
24h	<i>BAP 31% (x2)</i> <i>BAP 46% (x2)</i>	<i>BV</i> <i>BAP 31%</i> <i>BAP 46%</i>	<i>BAP 31%</i> <i>BAP 46%</i>
48h	-	<i>BAP REF (x3)</i> <i>BV</i>	-

Le Tableau 5-3 rassemble les différentes conditions d'essais pour ce chapitre. Nous utilisons aussi le même dispositif de mesure de déformation et de perte de masse dans la salle. En ce qui concerne l'enceinte climatique des bancs spéciaux sont utilisés pour minimiser le mouvement des éprouvettes de retrait, et réduire les artefacts de mesures. Pour les deux conditions extrêmes des comparateurs sont utilisés au lieu des capteurs LVDT, on dédie alors pour chaque éprouvette le bâti et le matériel de mesure pendant toute la durée des essais. En parallèle aux mesures de retrait et de perte de masse, la caractérisation mécanique est réalisée. Ainsi, des essais de compression, de fendage et des mesures de module sont effectués sur des éprouvettes (11x22 cm²). Dans le but d'obtenir le même béton pour les différents essais (voir partie 3), toutes les éprouvettes utilisées sont décoffrées à 24h et sont soumises aux conditions climatiques d'étude.

Tableau 5-4 Compositions des BAP utilisés dans l'étude de l'effet de l'humidité relative ambiante

<i>kg/m³</i>	<i>BAP 31%</i>	<i>BAP 46%</i>
Gravier (Amphibolite) 10/14 (G)	290	290
Gravier (Amphibolite) 6/10 (G)	550	550
Sable 0/4 (S)	780	780
Ciment (C)	378	291
Filler calcaire (A)	170	248
Superplastifiant	3,5	2,8
Eau (W)	205	205
V_G/V_S	0,92	0,92
E/C	0,62	0,70
E/(C+A)	0,37	0,38
E/L _{éq}	0,5	0,65
Volume de pâte (l)	393	394

Deux formulations de BAP ont été choisies pour cette étude. Elles concernent les compositions ayant des teneurs en ciment extrêmes. En effet, le BAP 31% contient 378 kg de ciment contre 291 kg de ciment pour le BAP 46%. Notons que ces deux formulations ont la même quantité d'eau et le même squelette granulaire. Ce choix est effectué afin de comprendre l'effet de l'humidité relative ambiante tout en tenant compte de la teneur en ciment de la composition.

5.3 Résultats et discussion

5.3.1 Effet de la durée du coffrage

Les propriétés mécaniques constituent un indicateur de l'influence de la durée de coffrage sur l'hydratation et la microstructure des bétons. Le module du béton décoffré à 48h est plus élevé à sept jours. Par contre à 48h cette rigidité semble identique pour les trois cas comme le montre la Figure 5-8. En ce qui concerne la résistance à la compression la Figure 5-6 montre que nous obtenons les mêmes résistances pour les bétons décoffrés à 16h, 24h et 48h, ainsi que pour les éprouvettes soumises à l'essai de compression juste après décoffrage. La résistance à la traction suit la même tendance (Figure 5-7), c'est-à-dire avec les mêmes valeurs pour les différentes durées de coffrage. Seules les éprouvettes décoffrées à 28 jours ont une résistance plus importante, ce qui est cohérent puisque l'hydratation a eu les conditions nécessaires pour avancer. Dans les autres cas, il est possible que l'on observe le résultat de deux tendances opposées, d'une part l'hydratation, d'autre part le taux de saturation, sur la résistance.

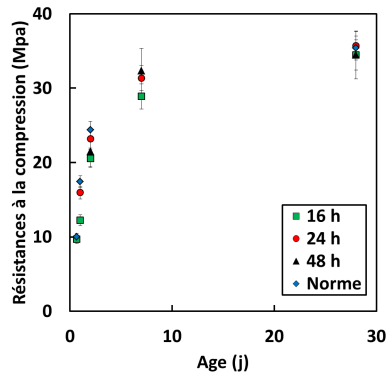


Figure 5-6 Evolution de la résistance à la compression pour des éprouvettes décoffrées à des âges différents pour le BAP REF

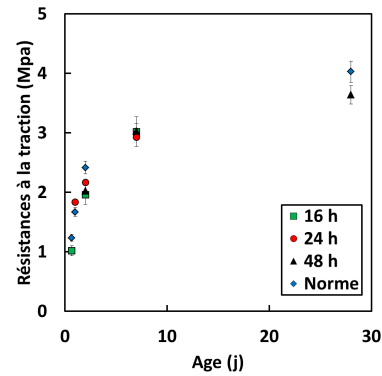


Figure 5-7 Evolution de la résistance à la traction des éprouvettes décoffrées à des âges différents pour le BAP REF

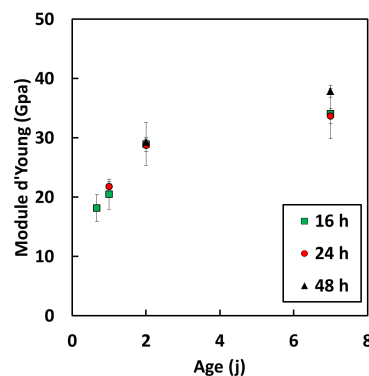


Figure 5-8 Evolution du module d'Young pour des éprouvettes décoffrées à des âges différents pour le BAP REF

Les résultats du départ d'eau sont prévisibles, puisque les éprouvettes décoffrées tôt perdent une grande quantité d'eau capillaire [70] [11], d'autant plus que la dessiccation commence lorsque l'hydratation n'a atteint que 30%. Une grande quantité d'eau libre part d'une manière irréversible dans nos conditions de séchage, dans le cas des cycles humidification séchage le résultat sera certainement différent. Comme le montre la Figure 5-9 cet écart subsiste à long terme.

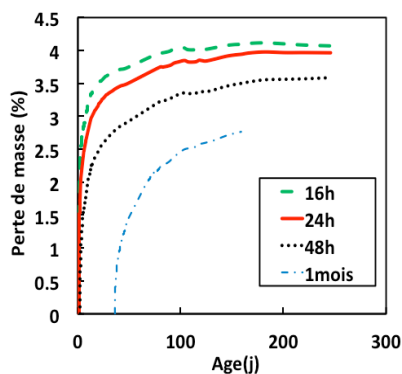


Figure 5-9 Evolution de la perte de masse pour les différentes durées de coffrage (BAP)

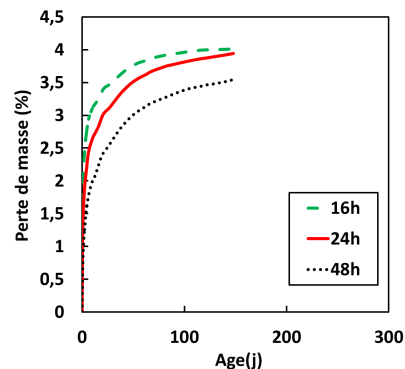


Figure 5-10 Essai de répétabilité pour le suivi de perte de masse (BAP)

Le début du séchage influencera la quantité d'eau disponible pour l'hydratation. Plus la durée du coffrage est longue, plus l'hydratation est avancée et plus l'effet de séchage sur

l'avancement des réactions sera diminué. Ainsi, pour notre cas un décoffrage à 16h signifie que le couplage hydratation séchage concerne 70% de l'eau destinée à l'hydratation du ciment, tandis que ce pourcentage sera diminué à 37% pour 48h et 9% si le coffrage dure un mois (Tableau 5-5). Pour les données de ce tableau, le degré d'hydratation est déduit de l'essai de calorimétrie. La perte de masse ultime est déduite des courbes de perte de masse en fonction du temps. L'eau initiale est déduite de la formulation du BAP Tableau 5-2, puis elle est ramenée au volume de l'éprouvette. L'eau consommée par hydratation est calculée avec l'équation (4-28).

$$E_{hyd} = \alpha \times w_{\infty} \times C \quad (5-1)$$

α est le degré d'hydratation déterminé par analyse calorimétrique isotherme, w_{∞} est la valeur ultime du ratio de l'eau chimiquement liée par rapport au ciment (Kg/Kg), C est le contenu en ciment de la formule en (Kg/m^3).

La perte de masse ultime de chaque éprouvette représente une partie de la quantité d'eau libre contenue dans le béton, et qui ne sera jamais utilisée pour l'hydratation du ciment à cause de son évaporation (Tableau 5-5). Ainsi, dans le cas des éprouvettes décoffrées à des périodes différentes, nous remarquons que la perte de masse finale ne sera pas la même. Plus l'éprouvette est décoffrée tôt plus sa perte de masse finale est importante.

Les courbes de perte de masse représentent le séchage des éprouvettes, tandis que l'essai de calorimétrie nous donne une idée sur l'avancée de l'hydratation. Les résultats concernant ces deux essais sont rassemblés dans le Tableau 5-5. On peut estimer l'effet de ce couplage hydratation séchage pendant une période donnée, en comparant l'avancée de l'hydratation lors du décoffrage avec l'eau évaporée en plus, pour une durée de coffrage donnée par rapport à une durée de coffrage plus grande. Le rapport des deux données permet de quantifier ce couplage. Ainsi, les résultats obtenus entre 16h-24h, 24h-48h et 48h-1mois sont rassemblés dans le Tableau 5-6.

Les résultats observés pour le BAP sont retrouvés avec un essai de répétabilité présenté sur la Figure 5-10. Le béton décoffré le plus tôt perdra toujours plus d'eau, alors que celui qui est protégé le plus longtemps aura des conditions optimales d'hydratation et par conséquent l'eau liée y sera plus importante. La question de reproductibilité des résultats pour un béton ordinaire est traitée ici avec les résultats présentés dans la Figure 5-11. Pour une durée de coffrage de 16h et 48h les mêmes tendances observées pour les BAP apparaissent sur les courbes de perte de masse.

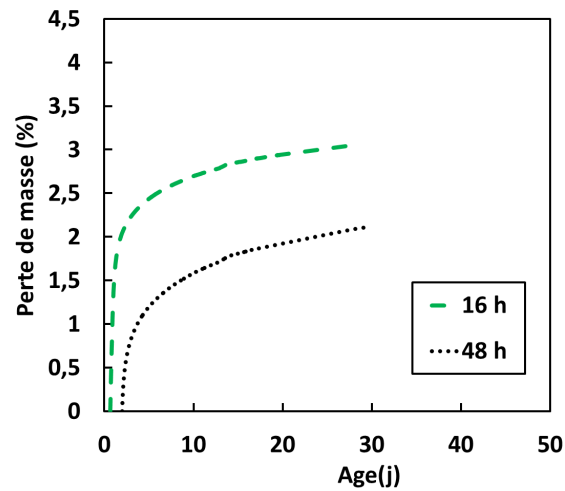


Figure 5-11 Suivi de la perte de masse pour deux durées de coffrage différentes (BV)

Tableau 5-5 Données d'hydratation et de séchage pour les différentes durées de coffrage

Age du béton (t_0)	16h	24h	48h	1mois
$\alpha(\%)$	30	45	63	91
$E_{hyd}(t_0)$ (g)	33,1	49,6	69,5	100,4
$E_{eva}(\infty)$ (g)	134	129	116	107
$E_{hyd}(t_0)/E_{ini}$ (%)	12,1	18,1	25,4	36,6
$E_{eva}(\infty)/E_{ini}$ (%)	48,9	47,1	42,3	39,0

α : degré d'hydratation obtenu par calorimétrie

$E_{hyd}(t_0)$: Eau liée par hydratation

$E_{eva}(\infty)$: Eau évaporée à long terme

E_{ini} : Eau initialement contenue dans le béton

Notons que l'évolution de ces quantités d'eau au cours du temps reste liée par la conservation de masse qui peut être exprimée dans ce cas par l'équation (5-2).

$$E_{ini} = E_{cap}(t) + E_{hyd}(t) + E_{dess}(t) \quad (5-2)$$

L'eau capillaire qui persiste à long terme au sein du béton est tout simplement l'eau initiale moins l'eau consommée par hydratation et l'eau perdue par séchage.

Pour un béton donné, la différence de perte de masse à long terme entre deux durées de coffrage différentes, correspond au maximum à l'eau consommée par l'hydratation entre ces deux durées. Par ailleurs l'eau libre a besoin de plus de temps pour s'échapper dans une éprouvette décoffrée plus tard, car son réseau poreux est plus fin et sa perméabilité plus faible, ce qui laisse plus de temps au ciment pour s'hydrater. Nous pouvons observer cet effet à travers le ratio $\Delta_{(t1-t2)}E_{eva}(\infty)/\Delta_{(t1-t2)}E_{hyd}(t_0)$ (Tableau 5-6), en fixant l'hypothèse que l'eau

capillaire ultime est la même dans les deux cas. Si on suppose que la partie inférieure de la courbe de désorption isotherme est la même pour une formule de béton ayant des durées de coffrage différentes, le degré de saturation à 50% d'HR sera le même, ce qui est équivalent à dire qu'à long terme l'eau capillaire présente dans le matériau sera identique. Cette hypothèse nous permet de confondre $\Delta_{(t1-t2)}E_{eva}(\infty)$ qui représente la différence de perte de masse ultime et $\Delta_{(t1-t2)}E_{hyd}(\infty)$ la différence ultime d'eau fixée par hydratation entre les deux durées du coffrage. Ainsi un nouveau sens est donné à la dernière ligne du Tableau 5-6. Le rapport présenté devient celui de la différence d'eau fixée lors du décoffrage et celle fixée à long terme. En absence de séchage sa valeur doit s'annuler. On peut dire alors que plus ce ratio est faible plus l'impact du séchage sur l'hydratation est faible.

Pour la période 24h-48h l'effet du séchage est beaucoup plus important que pour les deux autres périodes, ce qui signifie que le décoffrage dans cette zone temporelle implique une sensibilité élevée du béton au séchage. L'hydratation commence à ralentir et l'eau évaporée ramenée à la durée étudiée (8h pour la première période et 24h pour la deuxième) est toujours aussi importante que pour la période précédente. Ces résultats montrent aussi que le rapport de ces deux phénomènes pour les périodes 16h-24h et 48h-1mois est du même ordre alors que la durée des deux périodes n'est pas comparable. Ce résultat inattendu à première vue est compréhensible, puisque la troisième période connaît en plus du ralentissement de l'hydratation observé précédemment une diminution de l'effet de séchage car l'eau libre destinée au séchage commence à manquer.

Pour conclure on peut dire que l'effet du couplage hydratation séchage est quantifié par la procédure présentée dans cette partie. Dans notre cas d'étude, l'effet de ce couplage est plus important entre 24h et 48h qu'entre 16h et 24h ou 48h et 1mois.

Tableau 5-6 Comparatif des données d'hydratation et de séchage entre les différentes périodes

<i>Variation (Δ)</i>	<i>Entre 16h et 24h</i>	<i>Entre 24h et 48h</i>	<i>Entre 48h et 1mois</i>
$\Delta_{(t1-t2)}\alpha$ (%)	15	18	28
$\Delta_{(t1-t2)}E_{hyd}(t_0)$ (g)	16,5	19,9	30,9
$\Delta_{(t1-t2)}E_{eva}(\infty)$ (g)	-5,0	-13,0	-9,0
$\Delta_{(t1-t2)}E_{hyd}(t_0)/E_{ini}$ (%)	6,0	7,2	11,3
$\Delta_{(t1-t2)}E_{eva}(\infty)/E_{ini}$ (%)	1,8	4,7	3,3
$\Delta_{(t1-t2)}E_{eva}(\infty)/\Delta_{(t1-t2)}E_{hyd}(t_0)$ (%)	-30,2	-65,5	-29,1

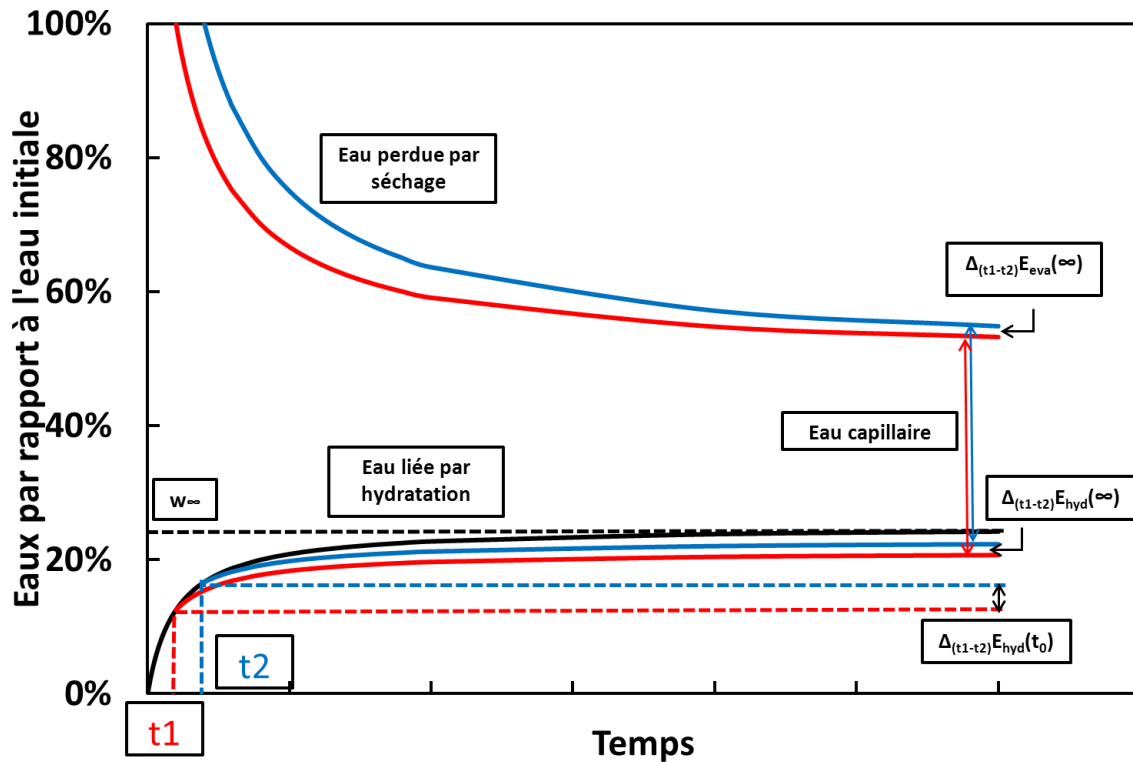


Figure 5-12 Schéma explicatif de l'évolution des différentes eaux dans le béton

Les mesures de retrait sur le BAP ont été effectuées trois fois sur la même formule de BAP, et une fois sur une formule de béton vibré pour augmenter la fiabilité des résultats. Le retrait de dessiccation à long terme est toujours supérieur pour les éprouvettes décoffrées plus tard dans les différents cas (Figure 5-13 et 5-14). Ce résultat est surprenant à première vue, car les recommandations données pour la cure préconisent toujours la durée de coffrage la plus longue possible. Ceci est basé sur les résultats de résistance et de durabilité des bétons. Le retrait n'a pas été pris en compte dans ces recommandations, et il y a un manque de résultats publiés sur ce sujet [132] [133]. L'évolution de l'hydratation pour les éprouvettes décoffrées tardivement, signifie un développement du réseau poreux vers une microstructure poreuse plus fine. Cette finesse signifie pour le même départ d'eau des dépressions plus importantes, et donc un retrait de dessiccation engendré plus grand. De ce point de vue, il est logique d'obtenir un retrait plus important pour des éprouvettes décoffrées tardivement. Néanmoins, à jeune âge le fluage est plus important et le module de Young plus bas ce qui va à l'encontre de cette constatation. On peut dire alors que le premier phénomène est prépondérant dans ce cas d'étude.

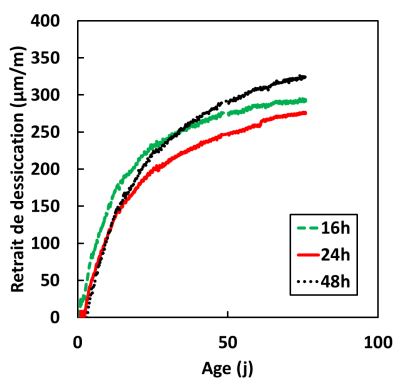


Figure 5-13 Evolution du retrait de dessiccation pour des durées de coffrage différentes (BAP)

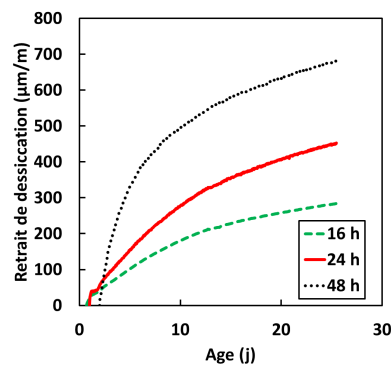


Figure 5-14 Evolution du retrait de dessiccation pour des durées de coffrage différentes (BV)

En ce qui concerne le comportement hydrique de nos matériaux, et comme vu précédemment les courbes de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse sont riches en information. Ainsi, comme le montrent les Figures 5-15 et 5-16 pour le BAP et le béton vibré, le premier palier est plus court pour les éprouvettes décoffrées tard. En effet, comme expliqué dans la partie précédente, ce palier traduit la quantité d'eau libre, qui part sans engendrer de retrait. Il est donc normal que cette quantité baisse si on retarde le décoffrage, et donc que le palier soit faible. On peut dire que pour un décoffrage suffisamment tardif et un matériau mature, le premier palier tendra à disparaître. Pour une perte de masse donnée le retrait est plus important pour le béton décoffré à 48h. Ceci est dû à la finesse du réseau poreux, ce qui engendrera un retrait plus important. Une autre méthode d'exploitation de ces résultats est de les tracer en fonction de la distance équivalente d , comme dans le chapitre 4. Le résultat de ce calcul est donné par la Figure 5-17. On remarque que cette profondeur de séchage est plus grande pour les éprouvettes décoffrées à 16h. Ceci est normal puisque les propriétés du béton ne sont pas encore bien développées lors de l'exposition. L'impact du choc hydrique est plus important sur un béton jeune. Avec une profondeur de séchage plus importante pour des éprouvettes décoffrées tôt, la peau du béton voit ses propriétés hydriques dégradées (porosité ouverte, perméabilité importante, microfissuration). La perte de masse va alors être plus importante, mais le retrait plus faible.

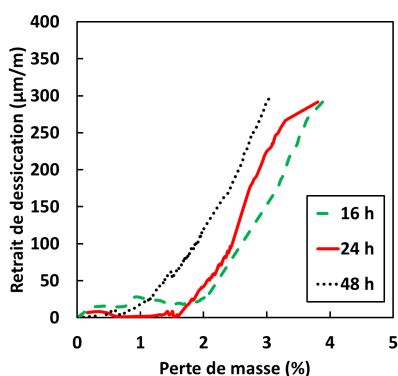


Figure 5-15 Retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse (BAP)

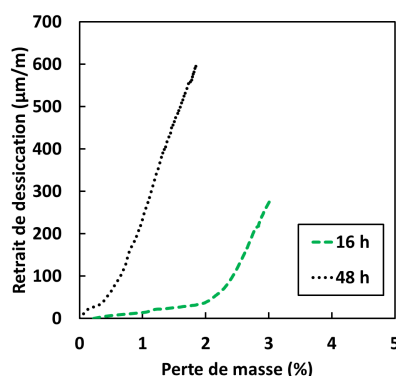


Figure 5-16 Retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse (BV)

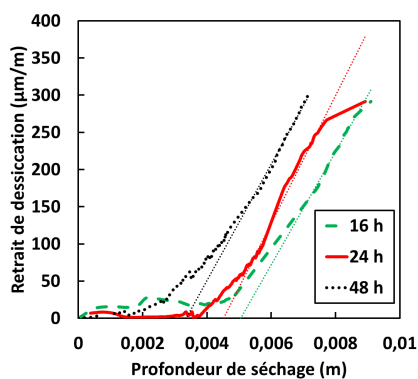


Figure 5-17 Retrait de dessiccation en fonction de d

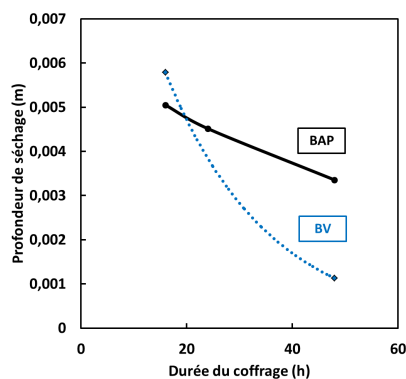


Figure 5-18 Profondeur de séchage en fonction de la durée du coffrage

Ce résultat est très intéressant mais il peut conduire le lecteur à choisir des décoffrages rapides pour réduire le retrait, et par la même occasion le risque de fissuration. Cependant cette analyse simple ne prend pas en compte ni les résistances, ni les rigidités et les relaxations des matériaux. L'autre point important est la durabilité du béton, car les causes de la diminution du retrait sont les mêmes causes de l'augmentation des risques de pénétration des agents nocifs pour les armatures. On peut parler par exemple du risque de carbonatation qui va augmenter dans ce cas, comme le montrent les résultats expérimentaux de mesure de carbonatation à 6 mois et à 1 an présentés dans les Figures 5-19 et 5-20. Ainsi, pour un décoffrage à 16h et un décoffrage à 48h une différence de 4 mm de pénétration est observée à 6 mois et à 1 an. Entre ces deux périodes et pour une durée de 6 mois on remarque que la pénétration du CO_2 augmente de 6 mm.

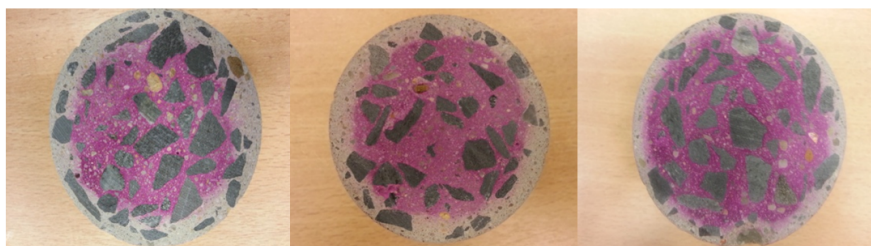


Figure 5-19 Mesure des profondeurs de carbonatation à 6mois d'exposition, de gauche à droite : 16h, 24h et 48h

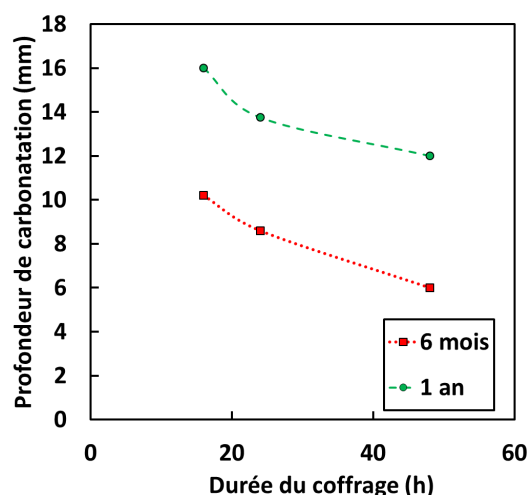


Figure 5-20 Profondeur de carbonatation en fonction de la durée du coffrage pour le BAP REF

La courbe de la profondeur de séchage et la courbe de la profondeur de carbonatation semblent avoir la même forme, d'où l'idée de tracer l'une en fonction de l'autre dans la Figure 5-21. Une relation linéaire semble se dégager entre les deux grandeurs avec une pente d'environ 2mm/mm à 6mois et à 1 an. Ce résultat est intéressant dans la mesure où on peut faire le passage d'une des données vers l'autre. C'est à dire trouver un lien et un passage entre les essais de retrait et de perte de masse d'une part, et les mesures de carbonatation d'autre part. Ceci est dû à la nature commune des deux phénomènes que les deux profondeurs traduisent. En effet, le séchage et la carbonatation vont être fonction du réseau poreux, de sa perméabilité et de son taux de saturation, il est donc normal qu'une relation existe entre ces deux grandeurs caractéristiques. Ces résultats montrent aussi l'importance de la prise en compte de l'impact du couplage carbonatation/séchage sur le retrait [133].

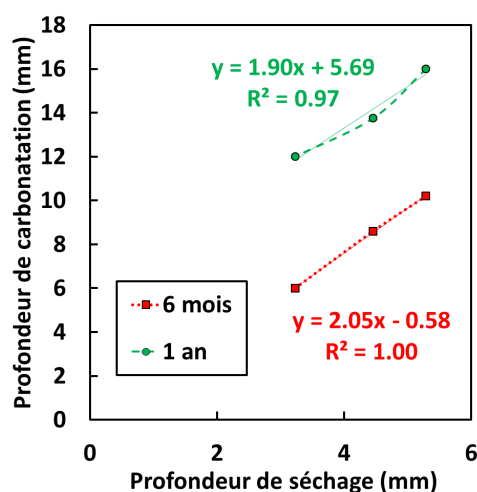


Figure 5-21 Profondeur de carbonatation en fonction de la profondeur de séchage

L'effet de la durée du coffrage peut être analysé par la mesure de la porosimétrie du béton. Des échantillons prélevés au milieu de l'éprouvette montrent l'existence de deux modes Figure 5-22. Le premier concernant la porosité très fine, avec des diamètres inférieurs à 20 nm. Il semble ne pas être affecté par le temps du décoffrage, ceci peut être expliqué par le fait

que le séchage nécessite une période assez longue pour atteindre cette zone, ce qui laisse un temps suffisant pour la formation de cette microporosité de la même manière pour les différentes durées de coffrage. En ce qui concerne le deuxième mode dont les pores sont plus larges, on observe qu'il est clairement affecté par cette durée de coffrage à l'intérieur de l'éprouvette (Figure 5-22). En effet, plus le démoulage de l'éprouvette survient tôt, plus ce mode est large. On peut dire alors que plus la protection procurée par le coffrage est longue, plus les pores du matériau tendent à s'uniformiser au milieu, car le séchage tarde à atteindre cette zone. Par conséquent le pic modal devient plus important.

En ce qui concerne les échantillons prélevés à l'extrémité des éprouvettes (Chapitre 3), les résultats sont différents Figure 5-23. L'effet de la profondeur de séchage influence les résultats, surtout que cette profondeur n'est pas la même pour les différentes durées de coffrage. On remarquera ainsi pour le premier mode constitué de pores fins l'existence d'une différence entre les trois périodes. Un pic plus important existe pour le décoffrage tardif, car les micropores ont eu le plus de temps pour se former. En ce qui concerne le deuxième mode poreux on remarque que l'aire sous la courbe pour l'éprouvette décoffrée à 48 h est inférieure par rapport aux deux autres éprouvettes, ce qui signifie que la porosité est plus petite. De plus entre 16h et 48h on observe un comblement des pores dont le diamètre est d'environ 100 μm .

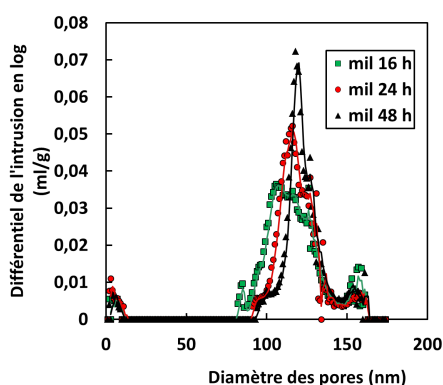


Figure 5-22 Essais de porosimétrie au milieu des éprouvettes décoffrées à 16h, 24h et 48h

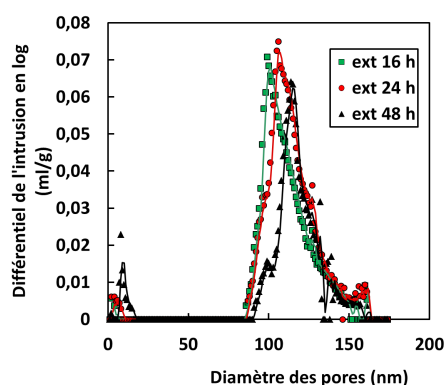


Figure 5-23 Essais de porosimétrie à l'extrémité des éprouvettes décoffrées à 16h, 24h et 48h

Le diamètre médian des pores qui donne une idée globale sur cette porosité confirme le dernier résultat, puisqu'il diminue en fonction de la durée du coffrage (Figure 5-24) y compris au centre de l'éprouvette. Entre les échantillons du milieu et ceux de l'extrémité, il est normal d'avoir un diamètre médian des pores plus petit au centre de l'éprouvette, où la réaction d'hydratation a les meilleures conditions pour évoluer. La forme obtenue par les deux courbes de la Figure 5-24 nous rappelle encore une fois celle des courbes des profondeurs de séchage et de carbonatation, d'où l'idée de tracer l'une de ces deux données en fonction du diamètre médian comme dans la Figure 5-25. On remarque que la relation entre la profondeur de carbonatation et le diamètre médian des pores tend à être linéaire pour les quatre cas. Par conséquent, la relation entre la profondeur de séchage et le diamètre médian des pores, devra à son tour être presque linéaire dans nos conditions d'essai.

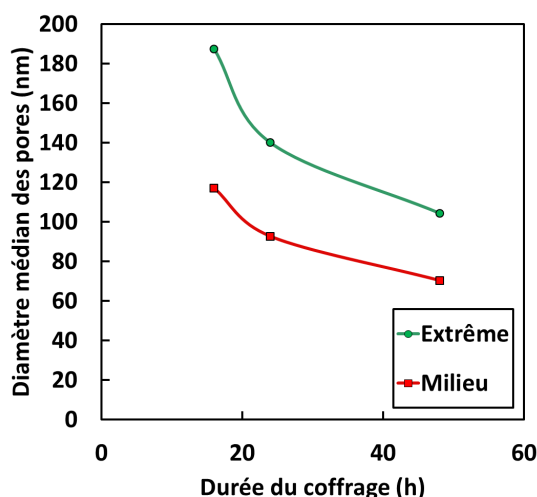


Figure 5-24 Diamètre médian des pores en fonction de la durée du coffrage

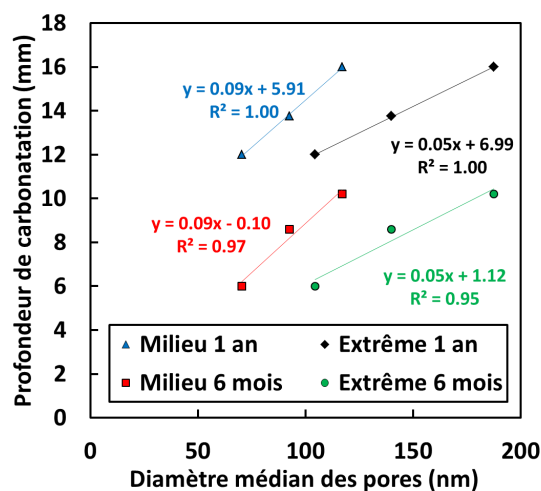


Figure 5-25 La profondeur de carbonatation en fonction du diamètre médian des pores

5.3.2 Effet de l'humidité externe

L'humidité relative externe joue un rôle très important dans le comportement à long terme de nos bétons. La cinétique du séchage dépend directement des conditions limites. En effet, on peut faire un calcul rapide de l'humidité relative comme présenté dans le chapitre 3. On remarque que les conditions hydriques de nos bétons varient beaucoup avec les conditions limites, et l'écart est très important entre 30% et 70% d'HR surtout au plus près de la surface de séchage. Il est à noter que même au centre de l'éprouvette l'humidité commence à baisser après une vingtaine de jours, ce qui est normal avec une éprouvette de diamètre 78mm comparée à un diamètre de 163mm étudié dans le chapitre 3. Cette grande différence observée entre les différentes conditions limites, va obligatoirement impacter l'hydratation de nos matériaux et par la même occasion leur comportement à long terme.

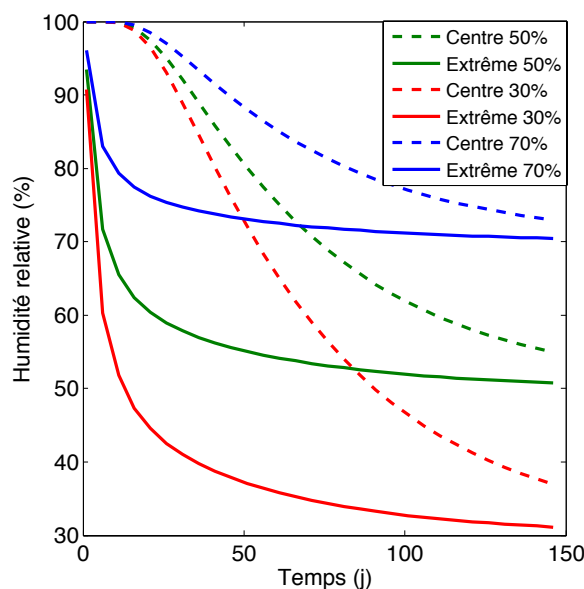


Figure 5-26 Modélisation du séchage au cours du temps au centre et à l'extrémité des éprouvettes à 30%, 50% et 70% d'humidité relative

Tableau 5-7 Données pour la modélisation du séchage

HR_i	HR_l	D	R
100%	30%, 50% et 70%	5.10^{-6}	81,5mm

Pour l'étude de l'effet de l'humidité relative externe, une enceinte climatique est utilisée pour la régulation de la température et de l'humidité. Deux BAP sont étudiés dans cette partie, dont la teneur en ciment est maximale pour l'un (BAP 31%) et minimale pour l'autre (BAP 46%), par rapport aux prescriptions de la norme pour les classes d'exposition XC. Les caractéristiques mécaniques des deux formulations sont rassemblées dans les Figures 5-29 à 5-31. Généralement, elles sont plus faibles à 30% d'HR, ce qui est cohérent avec le fait que dans des conditions de séchage extrêmes l'hydratation du ciment est ralentie. Le béton avec le plus de filler calcaire a des résistances à la compression, à la traction et une rigidité plus faibles. Ce résultat est attendu puisque la substitution du ciment par du filler a un effet physique et ne s'étend pas à la réactivité chimique, et n'apporte aucune contribution à l'hydratation à long terme.

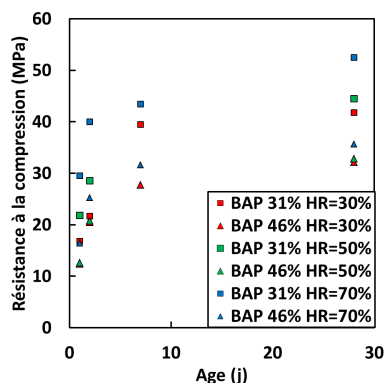


Figure 5-27 Evolution de la résistance à la compression en fonction du temps à 30% et 50% d'HR

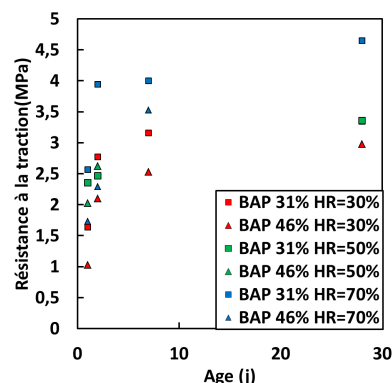


Figure 5-28 Evolution de la résistance à la traction en fonction du temps à 30% et 50% d'HR

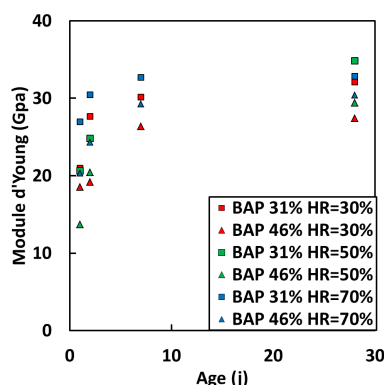


Figure 5-29 Evolution du module d'Young en fonction du temps à 30% et 50% d'HR

En ce qui concerne l'évolution de la perte de masse, les résultats obtenus sont prévisibles, avec une cinétique de séchage plus importante pour les basses humidités relatives (Figure 5-30 et Figure 5-31). Ainsi pour les deux formules de BAP, la classification est similaire avec un départ d'eau plus important pour la formule avec plus de filler, donc avec plus d'eau libre.

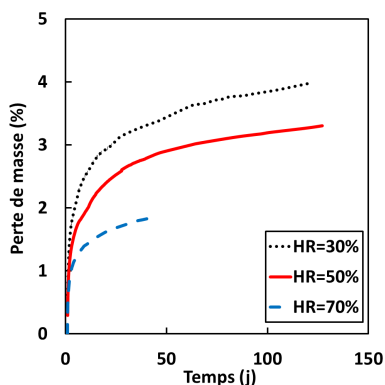


Figure 5-30 Evolution de la perte de masse du BAP 31% sous 30%, 50% et 70% d'humidité relative

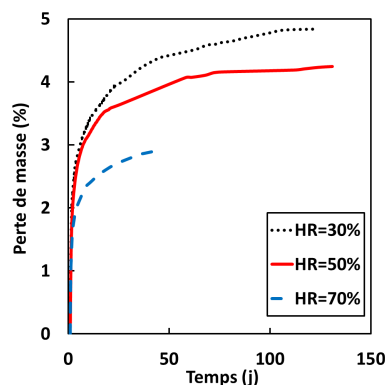


Figure 5-31 Evolution de la perte de masse du BAP 46% sous 30%, 50% et 70% d'humidité relative

Les résultats de retrait, quant à eux, dépendent clairement de la formulation du béton. Ainsi pour le BAP avec la grande proportion de ciment, la classification des valeurs de retrait suit celle de la perte de masse, c'est à dire que dans les conditions expérimentales où le béton

sèche le plus, on a plus de retrait de dessiccation. En effet, à 30% d'HR le retrait dépasse les 700 $\mu\text{m/m}$ après 100 jours de mesures, alors qu'à 50% il n'atteint même pas les 500 $\mu\text{m/m}$ au bout de 140 jours (annexe). Pour la formulation à 46% de filler, les résultats sont plus compliqués à interpréter. A 70% d'humidité relative le retrait de séchage est moins important, ceci est conforme à la tendance de la courbe de perte de masse. Ce qui est plus difficile à comprendre pour cette formulation est que pour les deux autres humidités (50% et 30%) le classement est inversé. Ce résultat nous rappelle l'influence des durées de cure sur les bétons dont la teneur en ciment est faible [118] [119]. Pour une meilleure compréhension des résultats nous avons utilisé l'approche présentée dans le chapitre 4 avec le modèle de retrait de Torben [87]. Les résultats sont rassemblés dans le Tableau 5-8 et présentés dans les Figures 5-32 et 5-33. Les remarques faites sur les valeurs de retrait à un temps donné sont valables pour le retrait à long terme. Il est intéressant d'observer que la cinétique du retrait dépend d'une manière décroissante de l'humidité relative ambiante. Nous pouvons donc dire que des conditions environnantes sèches vont augmenter la cinétique du retrait, sans augmenter forcément son amplitude.

Tableau 5-8 Coefficients du modèle de Torben pour le retrait de dessiccation pour les différentes humidités relatives.

<i>HR</i> (%)	BAP 31%		BAP 46%		
	30%	50%	30%	50%	70%
<i>Ns</i> (j)	15,9	16,4	15,1	17,5	20,1
ε^∞ ($\mu\text{m/m}$)	879	590	674	827	490

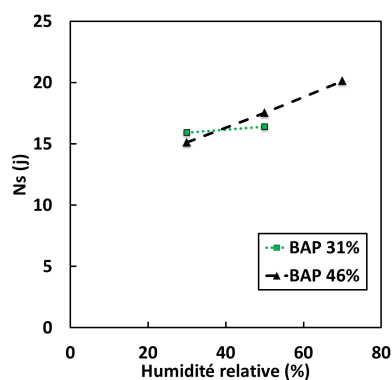


Figure 5-32 Evolution du temps caractéristique *Ns* en fonction de l'HR

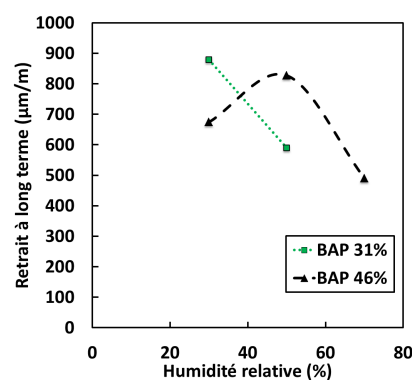


Figure 5-33 Evolution du retrait à long terme en fonction de l'HR

Les conditions limites avec un gradient hydrique important entre le béton et l'extérieur, vont engendrer un départ d'eau plus important, mais n'impliquent pas forcément une amplitude du retrait de dessiccation plus élevée. En effet, une humidité très basse peut introduire des phénomènes qui n'étaient pas prépondérants dans les autres conditions d'expositions [52]. Pour rappel le retrait peut être la conséquence de trois mécanismes différents ([134], [135], [136], [137]) : la dépression capillaire (départ d'eau des capillaires pour 40% < HR < 100%), la tension superficielle (départ d'eau adsorbée capillaire pour 0 < HR < 40%), et la variation

de la pression de disjonction (départ de l'eau des micropores de CSH pour $40\% < HR < 100\%$). Ce qui signifie qu'à 50 % d'HR les trois mécanismes opèrent en parallèle. Cependant, il faut faire attention à ces limites forfaitaires car elles ne prennent pas en compte plusieurs paramètres importants comme la composition du béton par exemple.

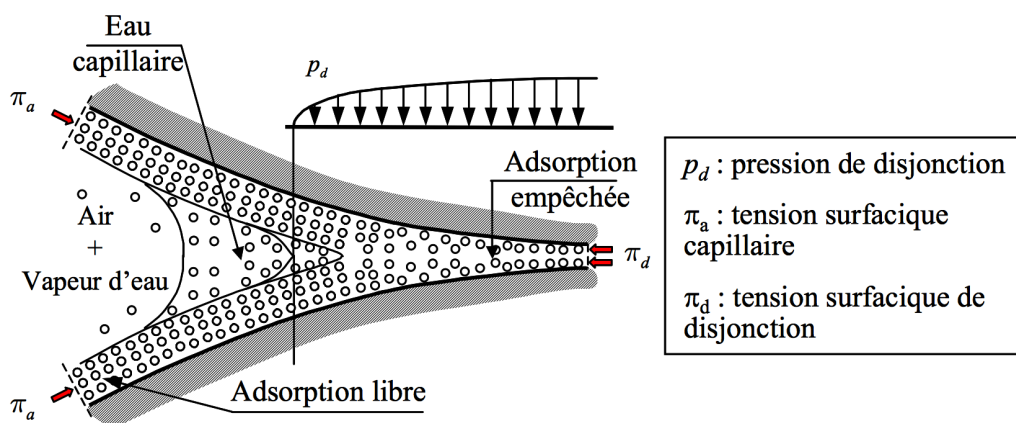


Figure 5-34 Description idéalisée de l'eau dans les zones d'adsorption empêchée et de la transition avec les pores capillaires [123]

La Figure 5-34 présente la zone d'adsorption empêchée. L'eau y est fortement adsorbée avec une pression de disjonction qui est de l'ordre 130 MPa [138]. En effet, pour une surface plane où l'eau est librement adsorbée, l'épaisseur du film d'eau peut atteindre 5 molécules d'eau quand l'humidité est proche de l'unité. Cette couche d'eau adsorbée est de 13 Å, car le diamètre d'une molécule d'eau est d'environ 2,6 Å. Ainsi, la distance interfoliaire doit au moins être supérieure à 26 Å pour que l'adsorption se produise librement. Or, en moyenne cette distance est de 17 Å ce qui explique l'existence d'une pression de disjonction [124].

La forme de l'expression de la variation de la pression de disjonction est la même que celle de la pression capillaire à un coefficient de proportionnalité près [138]. La pression de disjonction est maximale lorsque l'humidité relative est égale à 100%. Elle décroît quand l'humidité baisse, puisque le nombre de couches d'eau, correspondant à l'adsorption diminue aussi [124]. La pression totale appliquée au solide peut être calculée en tenant compte de la pression capillaire et de disjonction, en plus du degré de saturation. La Figure 5-35 montre que la pression augmente jusqu'à 50% environ, et commence à diminuer progressivement pour atteindre une contribution nulle quand l'humidité relative devient égale à 0%. Ceci est expliqué par la disparition progressive du milieu capillaire. Une expérience avec des billes initialement en contact et immergées dans l'eau, puis séchées progressivement montre ce résultat [124], avec une diminution du volume observée puis un gonflement [124]. La valeur limite de 50 % d'humidité dépendra quant à elle de la nature du béton qui conditionnera la cinétique du séchage, et du coup la saturation interne. Ainsi, pour un béton avec une importante proportion de filler calcaire, et donc un réseau poreux plus ouvert le séchage sera plus rapide. Le taux de saturation interne baissera plus rapidement, et on sera plus apte pour ce type de formule à observer des déformations de retrait plus basses. C'est le cas pour nos deux formules de BAP, où le BAP 31% connaît un retrait plus important à 50% qu'à 30% d'HR. Ce résultat est confirmé par les résultats expérimentaux de Baroghel-Bouny présentés dans la Figure 5-36 et qui montrent une perte de masse importante avec un faible retrait

engendré entre 33% et 44% d'HR pour le béton CH, ce dernier a des valeurs de perte de masse dans le domaine de nos BAP.

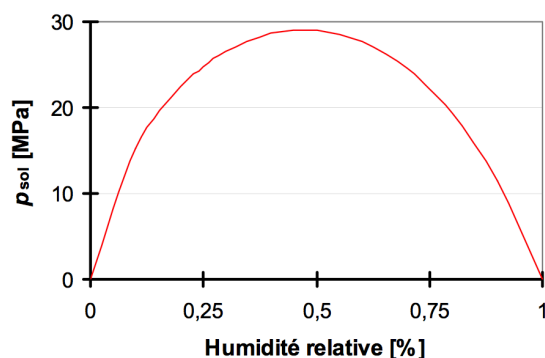


Figure 5-35 Evolution de la pression sur le squelette solide en fonction de l'humidité relative [124]

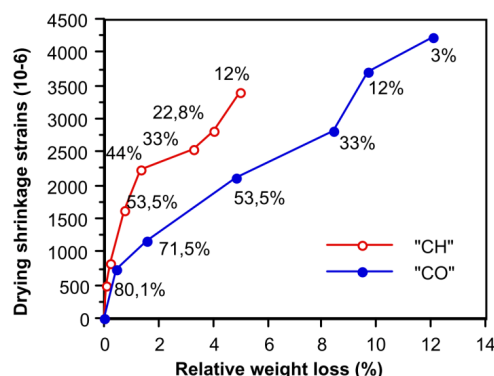


Figure 5-36 Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse pour des humidités relatives différentes selon Baroghel-Bouny [52]

Pour une meilleure compréhension du comportement à long terme des BAP soumis à des humidités relatives externes différentes, les courbes de retrait-perte de masse sont présentées dans les Figures 5-37 et 5-38. On remarque que le premier palier est indépendant de l'humidité imposée et que le retrait de dessiccation commence presque pour la même perte de masse qui ne correspond surtout pas à la même durée du séchage. Ce palier est toujours plus important pour le BAP avec une proportion élevée de filler, car l'eau libre disponible est plus importante. Le deuxième palier semble ne pas beaucoup varier pour le BAP 31% entre 30% et 50% d'HR. Pour le BAP 46% la pente du palier augmente quand l'humidité externe croît, car l'humidité interne plus élevée permet une poursuite de l'hydratation et une diminution de la taille des pores. Quand le troisième palier, qui correspond à une perte de masse avec un faible retrait engendré est atteint pour 30% d'HR, on constate qu'à 50% d'HR, le retrait continue à augmenter en fonction de la perte de masse.

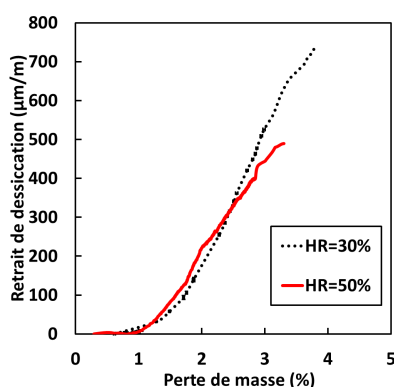


Figure 5-37 Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse du BAP 31% sous 30% et 50% d'humidité relative

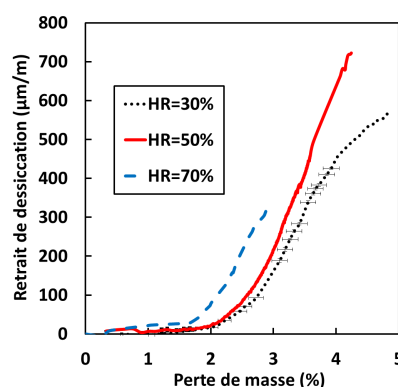


Figure 5-38 Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse du BAP 46% sous 30%, 50% et 70% d'humidité relative

L'analyse présentée dans le chapitre 4 montre l'existence d'un effet de peau qui influence le comportement des éprouvettes de tailles différentes. Il est donc légitime de vérifier si ce phénomène est l'une des sources du comportement observé pour les deux compositions de BAP et les différentes humidités relatives. La profondeur caractéristique est déduite de l'évolution de la perte de masse. Le retrait de dessiccation en fonction de cette profondeur

caractéristique est en annexe. En regardant ces courbes, on peut dire que le choc hydrique initial ne peut être la source de cette différence de comportement observée. En effet, pour le BAP 46% où le retrait est plus important pour l'humidité relative intermédiaire, la profondeur de séchage déduite de ces courbes est presque la même pour 30% et 50% d'HR (Tableau 5-9). Elle ne peut donc pas être la source de l'inversement de la classification des courbes de retrait de dessiccation.

Tableau 5-9 Profondeur de séchage pour les deux BAP

HR	<i>BAP 46%</i>			<i>BAP 31%</i>	
	30%	50%	70%	30%	50%
δ (mm)	6,6	6,5	5,3	3,2	4,2

Notons que dans une étude antérieure sur l'effet de cure il a été remarqué que l'effet de cure sur la résistance à la compression était plus important pour les bétons avec un faible dosage en ciment [118]. Ceci rejoint le fait que les influences observées par rapport à l'effet de l'humidité relative sont aussi plus marquées pour le BAP avec un faible dosage en ciment. Pour une meilleure compréhension, des analyses de porosimétrie à mercure ont été effectuées sur le BAP 46% soumis à 30% et 50% d'HR, et sur le BAP 31% soumis à 30% d'HR. Deux échantillons sont prélevés dans chaque cas, un à l'extrémité et l'autre au milieu. La remarque générale est que la porosité est toujours plus élevée au bord, ce qu'on observe grâce à l'aire sous les courbes des Figures 5-39 et 5-40. La porosité générale est aussi plus faible à 50% d'HR, ce qui est expliqué par une meilleure hydratation du matériau dans cette condition. Cette faible porosité confirmée par les résultats du diamètre médian des pores présentés dans la Figure 5-41 peut expliquer par le biais de l'équation de Kelvin-Laplace le faible retrait pour l'humidité intermédiaire. Ce qui est aussi intéressant à noter, c'est que le premier mode poral à 50% d'HR est supérieur à celui à 30% d'HR. Ce mode poral contient une porosité plus fine qui engendre un retrait plus important comparé à la porosité plus large, ce qui peut représenter une autre explication du retrait de dessiccation élevé pour ce BAP à 50% d'HR.

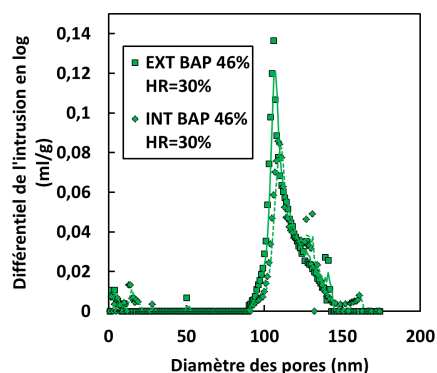


Figure 5-39 Différentiel de l'intrusion en log en fonction du diamètre des pores pour le BAP 46% à 30% d'HR

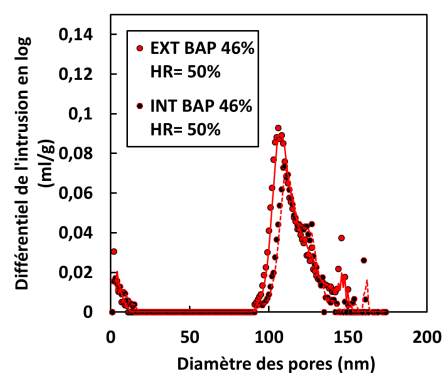


Figure 5-40 Différentiel de l'intrusion en log en fonction du diamètre des pores pour le BAP 46% à 50% d'HR

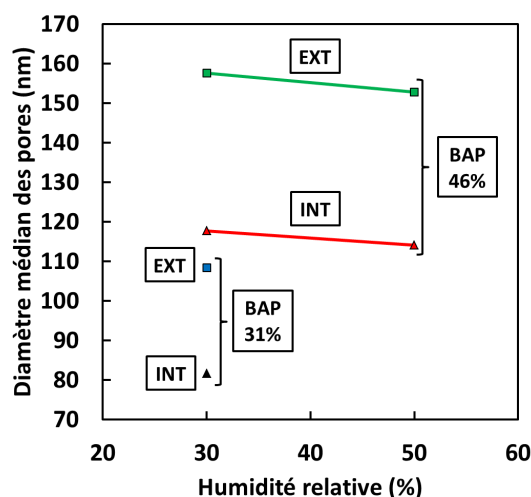


Figure 5-41 Evolution du diamètre médian des pores selon l'humidité relative

5.4 Bilan

Le décoffrage tardif procure au béton une meilleure résistance, une rigidité plus importante, et une profondeur de carbonatation mesurée à 6 mois et 1 an plus faible. Ces résultats très positifs à première vue, sont en compétition avec une donnée qui était peu prise en compte dans les recommandations sur la durabilité, à savoir le retrait de dessiccation. Les résultats expérimentaux obtenus à quatre reprises montrent un retrait de dessiccation plus important pour la plus longue durée de coffrage. Les résultats de porosimétrie permettent d'expliquer cela par un réseau poreux directement impacté par les conditions initiales. Plus le séchage intervient tardivement, plus le réseau poreux est fin. Pour un départ d'eau donné, le retrait engendré serait plus important comme le montrent les courbes de retrait-perte de masse. Ce retrait peut être une source non négligeable de la microfissuration ou de fissuration du matériau, surtout que la rigidité est plus grande pour un décoffrage à 48 h. Le rayon médian des pores, la profondeur de carbonatation et la profondeur de séchage ont la même tendance par rapport à la durée du coffrage, et une corrélation linéaire se dégage entre ces trois paramètres.

A première vue, l'utilisation de l'humidité relative ambiante comme paramètre d'accélération des essais peut sembler une bonne idée. Cependant, la complexité du matériau béton, et surtout son aspect vieillissant pose des vrais problèmes. En effet, le couplage hydratation-séchage est le paramètre le plus important, dictant le comportement de notre matériau à long terme. Ainsi, selon les conditions d'exposition, des caractéristiques mécaniques différentes sont obtenues sur des bétons provenant de la même gâchée. Les résultats confirment le fait qu'avec une basse humidité le séchage est accéléré dans les différents cas expérimentaux, et que l'ordre prévu par la théorie de séchage pour un matériau homogène est obtenu expérimentalement, avec une perte de masse plus importante pour l'éprouvette exposée à des humidités relatives basses. Nous ne pouvons pas en dire autant pour le retrait de dessiccation, car la classification obtenue dépend clairement de la composition du béton. D'un côté nous avons une classification en cohérence avec celle du séchage pour le BAP 31%, qui dispose d'une haute proportion en ciment, et d'un autre côté, une classification inversée pour le BAP

46%. Initialement, le choc hydrique était proposé comme explication de ce comportement, mais nous avons montré qu'il ne peut pas être la source de cet inversement, puisque la profondeur de séchage pour cette composition sous 30% et 50% d'HR est presque la même. Ce dernier BAP dispose d'un réseau poreux plus ouvert qui permettrait une avancée rapide du séchage au sein de l'éprouvette, tout en ralentissant l'hydratation, et en affectant la microstructure de notre matériau. Ainsi, à 30% d'humidité relative la force motrice du retrait, à savoir la pression exercée sur le squelette solide d'origine capillaire et de disjonction combinée à la saturation des pores peut commencer à baisser quand l'humidité relative baisse. Même si le seuil d'apparition de ces phénomènes dépend de la nature des bétons, la littérature peut en donner une idée générale : soit en se fondant sur des résultats expérimentaux comme Baroghel-Bouny [52], ou numériquement comme Benboudjema [124], et qui restent dans les deux cas cohérents avec les résultats que nous venons d'obtenir.

Partie II: Chapitre 6

Effet de la formulation sur le retrait à long terme

La formulation des BAP vise en plus de la maniabilité et des performances mécaniques, une stabilité du béton frais. Ces caractéristiques doivent être donc le moins sensibles possibles aux erreurs de pesée des matériaux à la centrale, et aux conditions de mise en oeuvre. Le seul levier sur lequel nous avons une bonne maîtrise est celui de la formulation. Il est donc tout à fait normal dans notre approche d'essayer de comprendre l'effet des variations des paramètres de composition sur le comportement à long terme des BAP. Des études antérieures ont déjà abordé ce sujet, puisque l'effet du rapport E/C ou du volume de pâte sont aujourd'hui bien connus.

Le choix de ces deux paramètres de formulation pour cette étude se base sur la perspective générale de la thèse, fixée avec les partenaires du projet. En effet, l'objectif est de tendre vers des bétons plus respectueux de l'environnement, et plus économiques tout en étant moins sensibles à la fissuration (ECOBAP). La méthode la plus utilisée est la substitution d'une partie du ciment par une addition, pour réduire le prix de revient tout en diminuant le bilan carbone des bétons. Ceci est dû en grande partie au fait que la fabrication du ciment est très émettrice de CO₂, et l'une des plus consommatrices d'énergie. Le filler calcaire représente une addition disponible, ayant des caractéristiques environnementales et un prix intéressants, qui vont nous permettre de tendre vers des ECOBAP. Cependant, il y a des limites scientifiques et normatives à cette approche [15], car le remplacement du ciment par du filler ne peut pas dépasser une certaine proportion afin de garantir le bon comportement mécanique. Si le filler a la capacité de remplacer le ciment d'un point de vu granulométrique, il est inerte chimiquement. La meilleure solution serait donc une substitution maximale du ciment, tout en garantissant un bon comportement mécanique. Dans le chapitre 4 nous avons présenté une méthodologie pour un traitement objectif des données de retrait. Nos compositions ont servi à l'étude de l'effet du filler calcaire sur le retrait. Nous avons vu que tirer des conclusions à partir des données de retrait à un instant donné peut largement induire en erreur. Ceci peut représenter l'une des raisons pour lesquelles les résultats de la littérature semblent ne pas être d'accord sur l'effet de cette addition. Pour valider l'approche et confirmer les résultats obtenus nous avons opté pour une nouvelle étude de l'effet de la formulation des BAP avec trois compositions différentes où nous étudierons à la fois la nature de la pâte puis son volume en augmentant en parallèle la fraction granulaire.

Cette première manière de faire se base sur le changement de la nature de la pâte, la deuxième méthode est la diminution du volume de pâte en augmentant en parallèle le volume granulaire. L'objectif reste le même, car la diminution du volume de pâte garanti automatiquement la diminution de la quantité du ciment. Cette étape est très délicate dans le cas des BAP, car elle affecte la maniabilité. Pour une fluidité donnée une quantité de pâte est nécessaire pour remplir les vides intergranulaires, et l'autre partie pour garantir l'écoulement à l'intérieur des coffrages. L'optimisation du squelette granulaire en maximisant sa compacité permettra de réduire la première partie de pâte. La compacité peut être améliorée en augmentant le spectre

granulaire, et en optimisant la formulation. Ainsi, le squelette granulaire d'un béton avec un D_{\max} supérieur aura une compacité plus importante, et par conséquent la pâte nécessaire pour une fluidité donnée sera moins importante. D'où l'intérêt d'utiliser des gros granulats, sans atteindre les limites conseillées afin de garantir l'écoulement à travers le ferrailage et près des parois [4]. L'effet sur le comportement à long terme du changement du D_{\max} sans variation du volume de pâte reste inconnu pour nous.

Nous avons donc choisi une partie complémentaire à ce qui a été fait jusqu'à aujourd'hui en étudiant l'impact de la substitution du ciment par de l'addition, représentée dans la première partie de cette étude par du filler calcaire. La deuxième partie sera quant à elle consacrée à comprendre l'influence du D_{\max} des granulats sur le comportement à long terme de nos matériaux.

6.1 Effet de l'addition: Approches et outils disponibles dans la bibliographie

L'effet de la composition sur le comportement à long terme du béton est l'un des sujets les plus détaillés dans la littérature. En effet, la compréhension de ce comportement passe obligatoirement par la maîtrise des différents aspects de la formulation. Elle sera choisie en fonction des objectifs fixés, comme la fluidité, la haute résistance, ou la vitesse de prise... Ainsi, nous savons aujourd'hui que le retrait de dessiccation croît avec le rapport E/C, puisque la quantité d'eau libre est plus importante [11], tandis que la résistance diminue avec ce rapport comme cela est connu depuis la fin du 19^{ème} siècle avec René Féret, et début du 20^{ème} siècle avec Duff Abrams qui ont proposé des lois empiriques pour la détermination de la résistance à la compression en fonction du rapport eau sur ciment [68]. Rappelons que la résistance à la traction et la rigidité du béton suivent la même tendance que la résistance à la compression [139]. L'autre paramètre qui affecte le retrait à long terme est le volume de pâte (V_p). Le retrait de dessiccation croît avec V_p (Figure 6-1) et ceci est plus marqué pour les BAP, du fait que la fraction granulaire est plus faible [140] [10]. De plus la rigidité de la pâte est plus faible que celle des granulats. Les BAP se retrouvent avec un module d'Young plus bas [140] et une résistance plus faible [141]. Cette baisse est plus prononcée pour rapports E/C faibles [142]. L'absorption croît aussi avec le volume de pâte, ce qui impliquera aussi une augmentation du retrait, et cela par contre est plus prononcé pour les rapports E/C élevés [142]. L'amplitude du retrait est proportionnelle au volume de pâte [11] (Figure 6-2). La perte de masse augmente car la quantité d'eau dans le béton augmente aussi [11] (Figure 6-3).

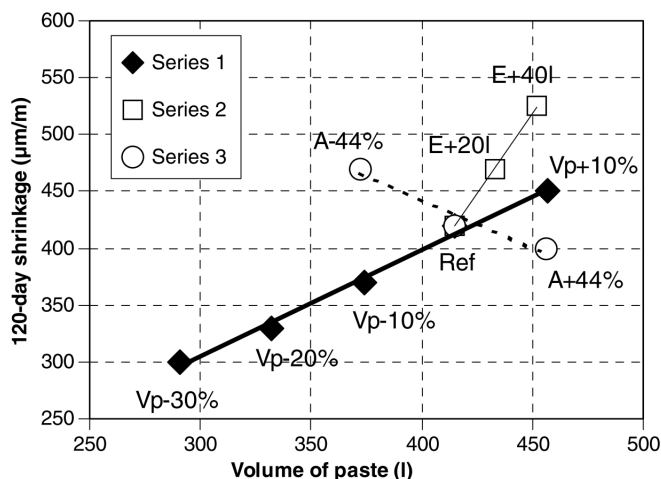


Figure 6-1 Influence des différents paramètres de formulation sur le retrait à 120 jours des BAP [10]

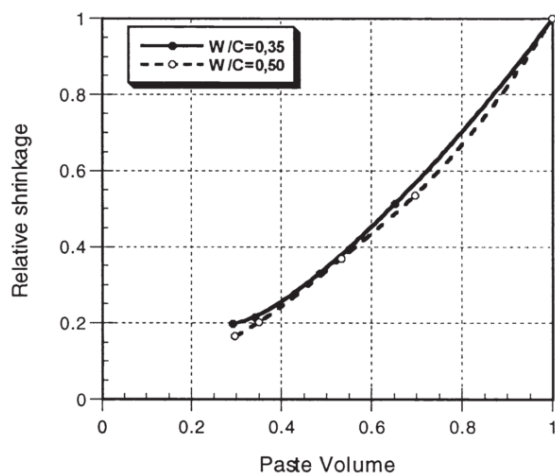


Figure 6-2 Influence du volume de pâte sur le retrait [11]

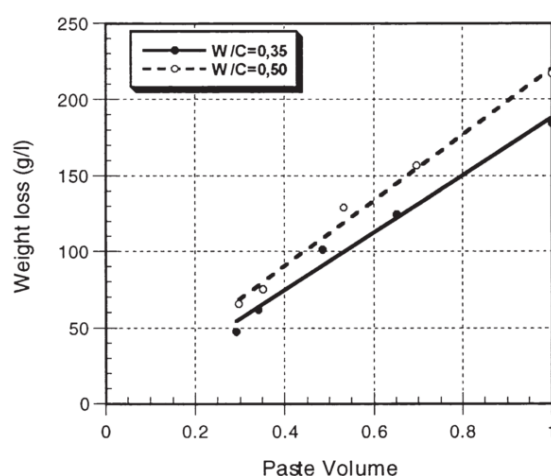


Figure 6-3 Influence du volume de pâte sur la perte de masse [11]

Les résultats de la littérature à propos de l'effet de l'utilisation du filler sur le retrait ne sont pas toujours en accord. Parfois les résultats peuvent être proches et difficilement interprétables comme dans le cadre de la thèse de Khokhar [143] et de la thèse de Turcry [8], d'où l'intérêt de l'approche présentée dans le chapitre 4 et qui découple l'amplitude et la cinétique du retrait. La tendance générale va dans le sens de l'augmentation du retrait lorsque le filler est utilisé comme pour les résultats obtenus dans le chapitre 4. Ceci est dû à la porosité qui devient fine [144]. D'un autre côté, l'eau libre est plus importante dans les formules avec cette addition, et son départ crée une porosité plus importante. Le retrait est alors plus important vu la porosité et la finesse élevées. La porosité élevée des bétons à fort taux en filler calcaire explique aussi la résistance mécanique plus faible [145].

La nature des granulats impacte aussi le retrait à long terme. En effet, plus les granulats sont rigides par rapport à la pâte plus le retrait est faible, comme le montre la Figure 6-4 [146]. La rigidité des granulats dépend de la nature de la roche. Le module de Young de la pierre sera plus important pour des roches magmatiques par exemple comparés à des roches calcaires [147]. Pour la même fraction volumique granulaire dans le béton, et selon la nature de la

roche, pour le retrait relatif la différence peut atteindre 50% pour 40% du volume granulaire (Figure 6-4).

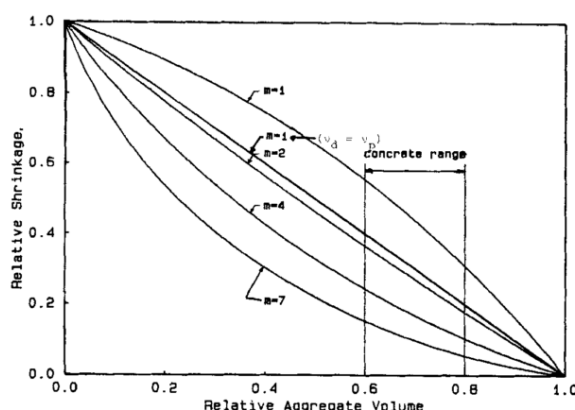


Figure 6-4 Effet du ratio de rigidité granulats/pâte sur le retrait de dessiccation des bétons [146]

Plus la distance intergranulaire est faible plus la résistance du matériau augmente [37]. Une équation empirique est même proposée par de Larard liant la résistance à la compression à l'inverse de cette longueur [19]. Elle est appelée dans la littérature épaisseur maximale de pâte (EMP) et représente la distance entre deux gros grains comme le montre la Figure 6-5.

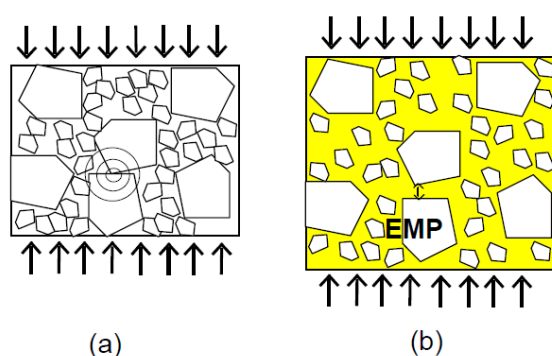


Figure 6-5 (a) Empilement sec de particules soumis à un chargement uniaxial-(b) Béton assimilé à un empilement sec injecté avec de la pâte de ciment [19]

L'augmentation du D_{max} va permettre une augmentation du spectre granulaire, ce qui permettra l'obtention d'une meilleure compacité du squelette granulaire. Ceci signifie moins de vide entre les granulats, et donc un volume de pâte plus faible pour une fluidité donnée. Ce résultat permet d'avoir une résistance et une rigidité plus importante.

6.2 Programme expérimental

6.2.1 Effet de la proportion d'addition

Le matériel et le protocole expérimentaux utilisés dans ce chapitre sont les mêmes que les chapitres précédents. Les éprouvettes sont décoffrées et conservées après démoulage à 24 heures dans une salle régulée en température à $20 \pm 1^\circ\text{C}$ et en humidité relative à $50 \pm 5\%$. Les deux extrémités des éprouvettes sont protégées avec de l'aluminium adhésif en double couche pour garantir un séchage bidimensionnel. Le retrait total et la perte de masse sont mesurés sur

ces éprouvettes Ø78 mm, immédiatement après démoulage et mise en place. Des capteurs LVDT sont utilisés pour la mesure des déformations de retrait. Le retrait endogène est mesuré sur des éprouvettes protégées complètement du séchage par la même technique avec de l'aluminium adhésif. Le comportement mécanique est étudié en mesurant les résistances à la compression et à la traction par fendage. La rigidité est prise en compte par la mesure du module de Young statique sur des éprouvettes Ø113 mm.

Trois compositions de BAP sont utilisées pour l'étude de l'effet du taux de substitution du ciment par du filler (Tableau 6-1). A partir de la composition référence deux autres formules sont dérivées : le principe de formulation vise à ne faire varier que la quantité de ciment et du filler, et de garder tous les autres dosages constants (Figure 6-6). Ainsi, les BAP nommés ici BAP 31% et BAP 46% n'auront de différence avec le BAP 40% que la teneur en ciment, pour pouvoir en déduire son influence sur le comportement.

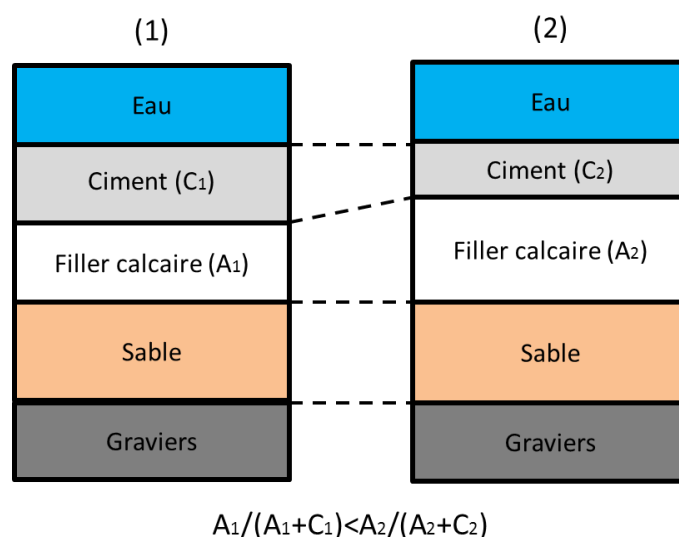


Figure 6-6 Principe de formulation pour l'étude de l'effet du rapport $A/(A+C)$ sur le comportement à long terme

Tableau 6-1 Formulations et propriétés mécaniques des BAP pour l'étude de l'effet du taux d'addition en filler calcaire

	BAP 31%	BAP 40%	BAP 46%
Gravier (Amphibolite) 10/14 (G) (kg/m ³)	290	290	290
Gravier (Amphibolite) 6/10 (G) (kg/m ³)	550	550	550
Sable 0/4 (S) (kg/m ³)	780	780	780
Ciment (C) (kg/m ³)	378	330	291
Filler calcaire (A) (kg/m ³)	170	210	248
Superplastifiant (kg/m ³)	3,5	2,8	2,8
Eau (W) (kg/m ³)	205	205	205
V_G/V_S	0,92	0,92	0,92
E/C	0,54	0,62	0,70
E/(C+A)	0,37	0,38	0,38
E/L _{éq}	0,50	0,57	0,65
A/(A+C)	31%	40%	46%
Volume de pâte (l) (Avec prise en compte des fines < 125µm)	417	415	418
f_{c1} (MPa)	21,8	19,0	12,6
f_{c7} (MPa)	28,5	22,7	20,8
f_{c28} (MPa)	44,5	39,1	32,8
Retrait endogène à 1 mois (µm/m)	136	138	71

6.2.2 Effet du D_{max}

Le matériel et la procédure expérimentale pour l'étude de l'effet du D_{max} sont les mêmes que ceux présentés précédemment. Trois BAP sont formulés dans cette étude (Tableau 6-2): le premier nommé BAP $D_{max}=10$ et le deuxième BAP $D_{max}=22$, ces deux BAP ne se différencient que par leur squelette granulaire, puisqu'ils ont le même volume de pâte, la même quantité d'eau et les mêmes taux d'addition et de ciment. L'objectif est de quantifier l'effet lié à la seule augmentation du D_{max} . Le troisième béton sera une amélioration du deuxième, en optimisant le squelette granulaire pour une meilleure compacité, tout en tenant compte des critères de fluidité nécessaire lors de la mise en place. Le principe de formulation est présenté dans la Figure 6-7, avec dans un premier temps une augmentation du D_{max} tout en gardant un volume de pâte constant. Puis dans un second temps une optimisation du squelette granulaire permettant la diminution du volume de pâte tout en gardant les mêmes propriétés de fluidité que celles obtenues initialement.

Comme pour l'étude précédente. Les mesures des retraits endogène et total sont effectuées d'une manière continue à 50% d'HR et 20°C pour un décoffrage à 24 h. Les essais de résistances et les mesures du module sont effectués à 1, 7 et 28 jours.

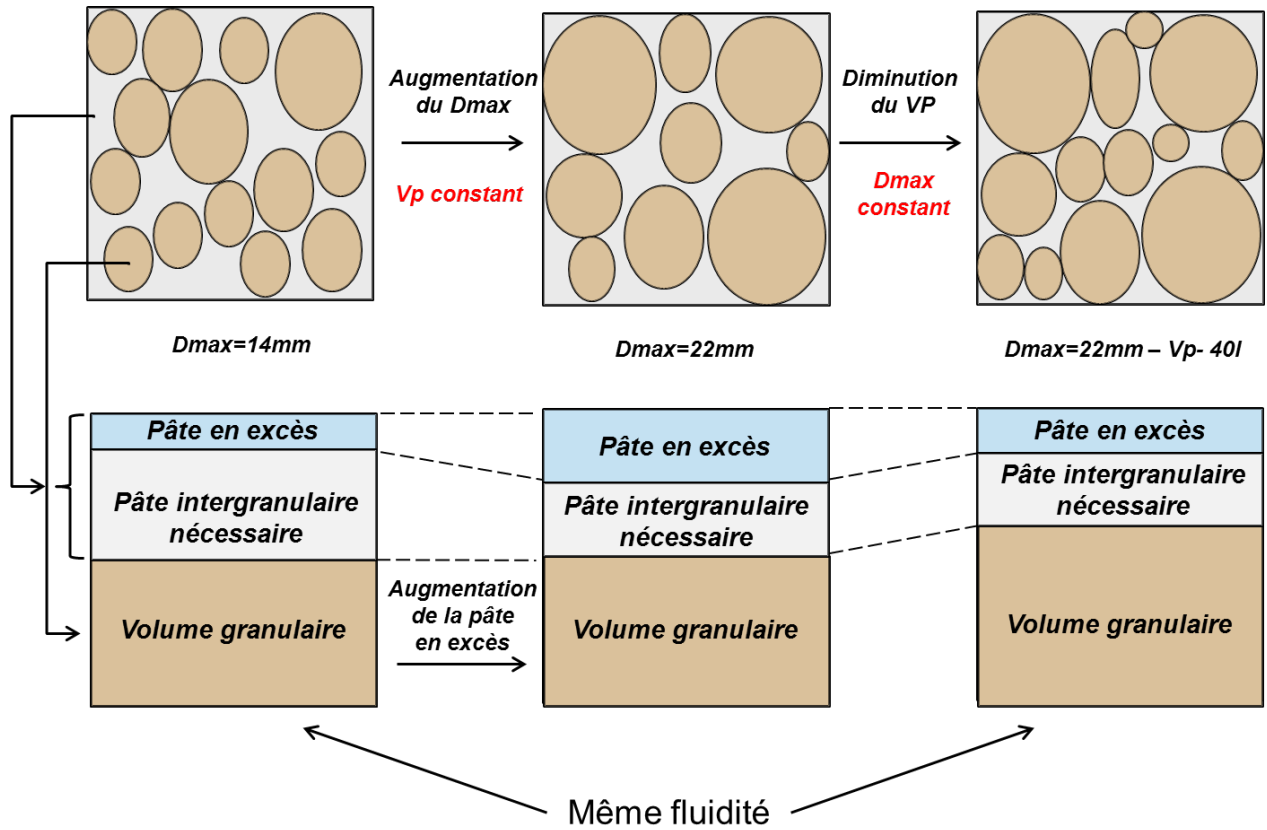


Figure 6-7 Principe de formulation des ECOBAP en augmentant la compacité et en diminuant le volume de pâte

Tableau 6-2 Formulations et propriétés mécaniques des BAP pour l'étude de l'effet D_{max}

	<i>BAP $D_{max}=10$</i>	<i>BAP $D_{max}=22$</i>	<i>BAP $D_{max}=22$ Vp-40l</i>
Gravier (Amphibolite) 10/22 (G) (kg/m ³)	-	318	601
Gravier (Amphibolite) 10/14 (G) (kg/m ³)	-	128	-
Gravier (Amphibolite) 6/10 (G) (kg/m ³)	845	400	189
Sable 0/4 (S) (kg/m ³)	780	780	922
Ciment (C) (kg/m ³)	330	330	296
Filler calcaire (A) (kg/m ³)	210	210	188
Superplastifiant (kg/m ³)	4,5	2,8	5,8
Eau (W) (kg/m ³)	205	205	182
V_G/V_S	0,92	0,92	0,74
E/C	0,62	0,62	0,62
E/(C+A)	0,38	0,38	0,38
E/L _{éq}	0,57	0,57	0,57
A/(A+C)	40%	40%	40%
Volume de pâte (l) (Avec prise en compte des fines <125µm)	415	415	375
f_{c1} (MPa)	18,1	19,9	4,8
f_{c2} (MPa)	-	-	15,9
f_{c7} (MPa)	27,2	28,8	25,9
f_{c28} (MPa)	38,8	41,4	28,2
Retrait Endogène à 1 mois (µm/m)	138	79	90

6.3 Résultats et discussion

6.3.1 Effet de la proportion d'addition

6.3.1.1 Propriétés mécaniques

Les essais mécaniques effectués sur les trois BAP permettent d'avoir une idée sur l'évolution de leur comportement. Nous pouvons ainsi faire une classification des BAP pour voir l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire. Nous remarquons que plus la quantité de ciment augmente, plus sa résistance à la compression est élevée comme on peut le voir dans le Tableau 6-1 La résistance à la traction et la rigidité du béton suivent généralement la même

tendance de la résistance à la compression. Le filler calcaire inerte chimiquement n'apporte aucune cohésion supplémentaire au mélange granulaire contrairement au ciment. Dans la littérature la même tendance générale se dégage sur l'effet de cette addition par rapport au comportement mécanique, confirmant ainsi les résultats obtenus [148] [149] [150].

Le retrait endogène a comme source l'auto-dessiccation du béton, il est donc plus faible pour les formules contenant moins de ciment. Ainsi, le BAP 46% développe un retrait endogène plus faible (Tableau 6-1).

En ce qui concerne le départ d'eau du matériau béton, la nature du filler a pour conséquence que l'eau libre exposée au séchage est plus importante dans les compositions contenant plus de filler. Il est donc normal d'avoir à un âge égal une perte de masse qui croît avec le taux de substitution du ciment. L'effet de cette addition sur le retrait de dessiccation est par contre plus difficile à déterminer, car deux phénomènes rentrent en jeu : le premier concerne la quantité d'eau libre dans la formule contenant plus de filler, qui va engendrer une perte de masse plus importante et par conséquent un retrait plus important. Avec un dosage important de filler calcaire, le réseau poreux est loin d'être le même puisque une quantité importante d'eau libre implique des pores plus larges, et pour la même perte de masse un retrait plus faible. Ainsi, si on raisonne en terme de séchage le retrait augmenterait avec la quantité de filler, mais en terme de porosité, le retrait serait plus faible quand le ciment est substitué par du filler. Il faudra donc être très vigilant avant de généraliser les conclusions, d'autant plus qu'on peut avoir des résultats contradictoires, selon la prépondérance des différents phénomènes.

6.3.1.2 Exploitation des résultats

Les résultats expérimentaux obtenus sont présentés sous la forme des paramètres du modèle de Torben [87] (Tableau 6-3), avec les deux coefficients représentant l'amplitude (ε^∞) et la cinétique du retrait (N_s). La tendance observée montre que la vitesse du retrait de dessiccation est plus importante pour les BAP contenant plus de ciment, mais avec une moindre amplitude. Cette différence d'amplitude n'est pas très marquée entre le BAP 40% et le BAP 46%.

Tableau 6-3 N_s temps nécessaire pour atteindre la moitié du retrait final, et le retrait à long terme pour les trois BAP

	BAP 31%		BAP 40%		BAP 46%	
Echantillons	(1)	(2)	(1)	(2)	(1)	(2)
$N_s(j)$	16,4	13,4	20,1	14,8	17,5	17,9
ε^∞ ($\mu\text{m/m}$)	590	545	809	931	827	964

Les courbes de retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse donnent une idée sur la microstructure des BAP (Figure 6-8). Le premier palier est plus étendu pour les BAP avec plus de filler. Ce résultat est cohérent avec la quantité d'eau libre qui est une fonction croissante du rapport E/L (les volumes d'eau et de pâte sont constants). Pour une perte de masse donnée, le retrait correspondant est plus important pour le BAP contenant plus de

ciment. Ceci traduit le fait que le réseau poreux est plus fin pour le BAP 31% puisque la dépression capillaire créée est plus importante pour un départ d'eau identique.

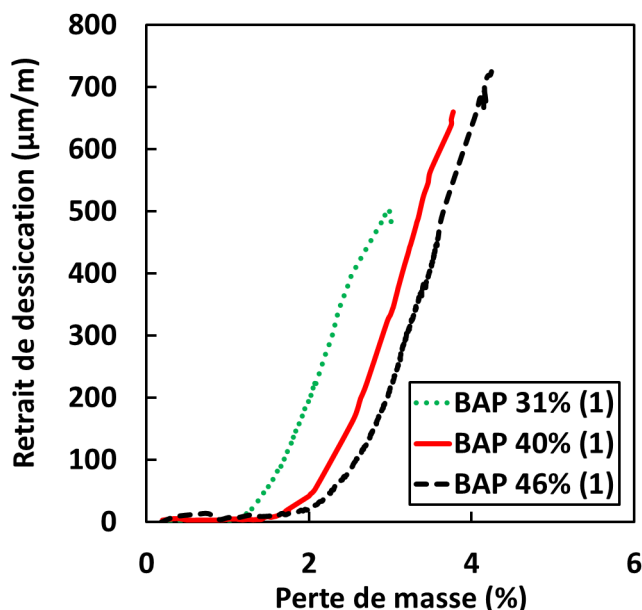


Figure 6-8 Retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse

Les profondeurs de séchage (δ) calculées à partir des courbes de retrait-perte de masse, pour les trois BAP sont rassemblées dans le Tableau 6-4. On remarque que cette profondeur augmente avec la teneur en addition, la corrélation existante et démontrée dans le chapitre 4 entre cette grandeur et le diamètre médian des pores confirme ce résultat, car la porosité doit être plus ouverte pour le BAP 46%. La profondeur de carbonatation se corrèle aussi avec δ , son augmentation en fonction du taux d'addition signifie que le risque de carbonatation croît avec la quantité de filler utilisée dans la composition.

Tableau 6-4 Profondeur de séchage pour les trois compositions de BAP

	<i>BAP 31%</i>	<i>BAP 40%</i>	<i>BAP 46%</i>
δ (mm)	4,0	5,9	6,5

L'existence de particules fines représentées par le filler calcaire à côté des particules de ciment, influe le séchage du matériau. Comme démontré dans les chapitres précédents, cette cinétique de séchage affecte l'avancée de la réaction d'hydratation du ciment. L'existence en même temps d'une eau libre plus importante pour les BAP à forte teneur en addition impacte l'hydratation du matériau. Les conséquences de ces phénomènes qui se produisent au jeune âge influencent directement le comportement à long terme. Pour cela, il nous a donc semblé intéressant d'étudier la cinétique d'hydratation par calorimétrie isotherme (Figure 6-9). Nous remarquons que le filler calcaire accélère l'hydratation du ciment au jeune âge (avant 24 h) en créant des sites de nucléation. Ensuite, les BAP convergent pratiquement vers le même taux d'hydratation avec une légère inversion des courbes, ce qui signifie que l'ordre des cinétiques d'hydratation s'inverse après cette première période. Les résultats de la littérature prévoient

généralement une cinétique d'hydratation plus rapide pour les bétons ayant un E/C plus élevé [148] [151]. En plus, la présence de carbonates amenés par le filler calcaire influence l'hydratation des C_3A , car les précipités à base de carbonate sont plus stables que ceux à base de sulfate [152] [153]. En ce qui concerne le séchage, un BAP avec un taux élevé de filler calcaire contient plus d'eau libre dont le départ va engendrer une porosité plus importante et plus ouverte. Cette dernière directement liée à la perméabilité va conduire à l'évaporation d'une grande quantité d'eau, ce qui ralentira l'hydratation de notre matériau. D'où l'importance du couplage hydratation séchage étudié dans le chapitre 3.

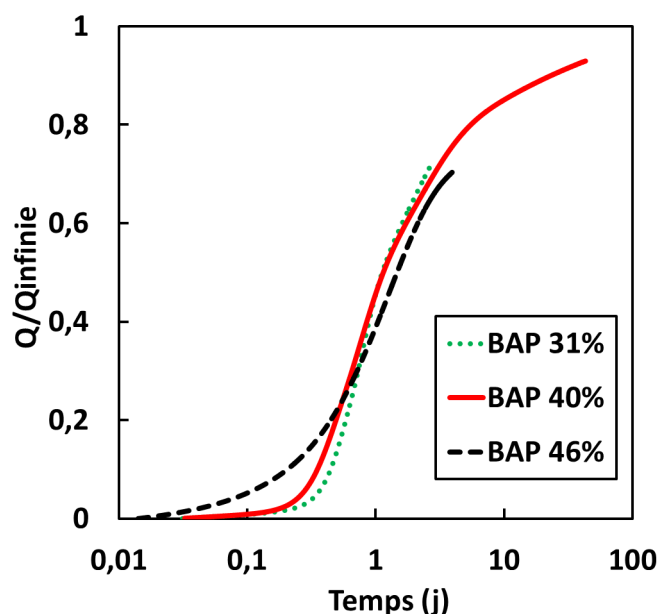


Figure 6-9 Evolution de l'hydratation du ciment en fonction du temps

6.3.2 Effet du D_{max}

L'épaisseur maximale de pâte est définie (EMP) par l'équation suivante :

$$EMP = D_{max} \left(\sqrt[3]{\frac{g^*}{g}} - 1 \right) \quad (6-1)$$

g^* est la compacité du squelette granulaire

g est la fraction granulaire dans la composition du béton

Pour le calcul de la compacité, plusieurs formules existent dans la littérature comme celle de Caquot [154] (6-2), ou celles données par de Larrard [37] pour les granulats roulés (6-3), et les granulats concassés (6-4). Dans cette étude, nous utilisons le logiciel de formulation de béton *BétonLab* pour la détermination des compacités des mélanges granulaires, en se basant sur le modèle d'empilement compressible (MEC) [19]. Ce calcul est fait à partir des compacités de chaque fraction granulaire mesurées expérimentalement, avec l'essai de compacité. L'ensemble des résultats obtenus est donné dans le Tableau 6-5.

$$g^* = 1 - 0,47\left(\frac{d}{D}\right)^{0,2} \quad (6-2)$$

$$g^* = 1 - 0,39\left(\frac{d}{D}\right)^{0,22} \quad (6-3)$$

$$g^* = 1 - 0,45\left(\frac{d}{D}\right)^{0,19} \quad (6-4)$$

$$x = \frac{(1 - g^*)}{(1 - g)} \quad (6-5)$$

Tableau 6-5 Compacité et épaisseur maximale de pâte calculée pour les trois formulations de BAP

	$D_{max}=10$	$D_{max}=22$	$D_{max}=22 \text{ Vp-40l}$
Compacité	0,78	0,80	0,78
EMP (mm)	1,0	2,3	1,8

A volume et nature de pâte constants, l'augmentation du D_{max} conduit à une légère amélioration des résistances mécaniques des BAP. Ainsi, nous remarquons dans le Tableau 6-2 l'augmentation pour les différents âges des résistances en compression en fonction du D_{max} au cours du temps. La résistance à la traction et le module de Young suivent cette même tendance. Nous remarquons que la compacité et l'épaisseur maximale de pâte sont aussi croissantes en fonction du D_{max} des granulats. Nous pouvons ainsi dire que dans notre cas l'augmentation de la compacité, et par conséquent celle de l'EMP conduisent à une amélioration des caractéristiques mécaniques des bétons. Pour le BAP optimisé, la diminution du rapport G/S pour l'obtention d'un meilleur comportement à l'état fluide fait que les résistances obtenues sont plus faibles pendant les différentes échéances de mesures.

Selon de Larrard l'excès relatif de pâte défini par l'équation (5-2) a tendance à faire augmenter la résistance du béton. Dans la littérature l'augmentation de l'EMP correspond généralement à une diminution de la résistance [155], à l'inverse de ce qui est observé ici. Ce raisonnement dans la publication [155] est basé sur un volume granulaire variant et une compacité constante, alors que le cas étudié ici représente l'inverse. Dans notre cas le dénominateur de cette équation reste invariant par rapport aux deux premières formulations, car le volume de pâte ou la fraction granulaire restent inchangés. La compacité augmente avec le D_{max} , donc l'excès relatif de pâte diminue et la résistance de notre matériau aussi. A ce niveau, il suffit pour expliquer le résultat de lier les résistances à la compacité, car plus la compacité est élevée (béton compact) plus la résistance est élevée [68]. Pour la formulation optimisée la compacité est prise égale à celle du BAP $D_{max}=10$, cette baisse de compacité est choisie pour l'amélioration de l'écoulement du béton, et surtout pour éviter la ségrégation. L'épaisseur maximale de pâte reste intermédiaire par rapport aux deux précédentes compositions. Il ne faudra pas juste se baser sur ces paramètres pour conclure, car le volume de pâte a diminué en parallèle avec le rapport G/S ce qui influencera le retrait à long terme de notre matériau.

A volume granulaire constant, la surface spécifique est très importante pour les D_{\max} faibles. Cette valeur est un indicateur direct de la zone de transition ou auréole de transition (ITZ). En effet, une surface spécifique plus grande signifie des zones de contact granulat pâte plus importantes. Ces zones ont des caractéristiques mécaniques inférieures de celles de la pâte de ciment existante loin des granulats. Des zones de transition plus répandues dans les BAP à D_{\max} bas impliquent par conséquent des résistances et des rigidités plus basses. Ajoutant à cela qu'une étude récente a démontré que cette ITZ est plus poreuse pour les granulats de tailles inférieures, et que cette porosité diminue en s'éloignant du granulat comme le montre la Figure 6-10 [156]. La compacité augmente avec le D_{\max} ce qui procure à volume de pâte total constant un volume de pâte en excès plus important (Figure 6-7). Nous définissons ce dernier volume comme étant le volume de pâte qui subsiste après remplissage du volume intergranulaire. On peut dire alors que la matrice cimentaire dans les bétons à compacité élevée possède un degré de liberté plus important (ou un degré d'empêchement plus bas). Ceci implique moins de microfissuration et moins de relaxation du matériau, ce qui revient à dire une rigidité plus importante.

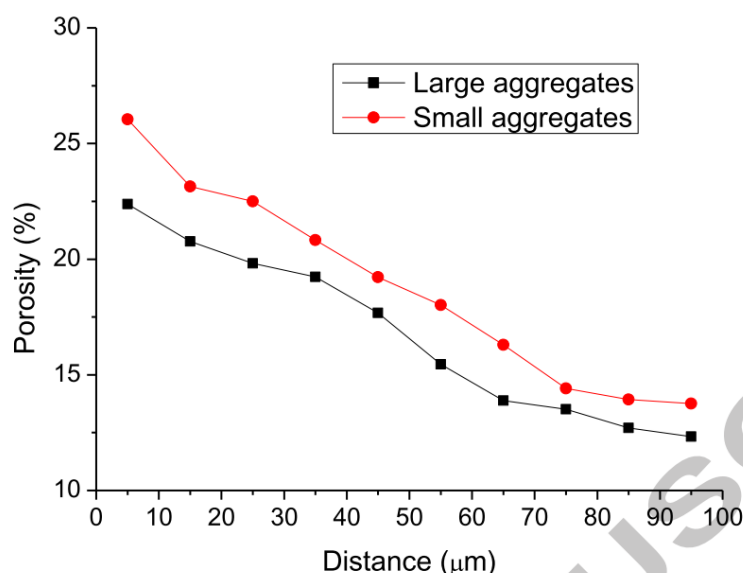


Figure 6-10 Evolution de la porosité dans l'ITZ pour des bétons avec des petits et des gros graviers[156]

Tableau 6-6 N_s temps nécessaire pour atteindre la moitié du retrait final, et le retrait à long terme pour les trois BAP

	$D_{\max}=10$		$D_{\max}=22$		$D_{\max}=22$ optimisé
Echantillons	(1)	(2)	(1)	(2)	(1)
$N_s(j)$	23	24	17	19	29
$\varepsilon^\infty(\mu\text{m}/\text{m})$	698	727	760	781	542

En ce qui concerne les résultats de retrait de dessiccation, nous avons opté encore une fois pour une présentation des coefficients du modèle de Torben [87], pour une interprétation plus objective des résultats. Le Tableau 6-6 rassemble les résultats obtenus, un retrait maximum est atteint pour la formulation de $D_{\max}=22$, et retrait minimum pour la formule optimisée. Cela

peut être expliqué par l'existence de deux phénomènes au moins qui procèdent dans deux sens différents. Le premier concerne l'épaisseur maximale de pâte : le retrait est croissant en fonction de l'EMP, car plus elle est élevée plus la matrice intergranulaire est épaisse. Cette épaisseur permet un séchage plus rapide, puisque les granulats ont un coefficient de perméabilité à l'eau très bas, et ils constituent un obstacle au transfert hydrique. Ainsi le BAP avec une faible épaisseur de pâte aura un séchage plus rapide, et par conséquent un développement de retrait aussi plus rapide. Ce résultat est confirmé par le temps caractéristique N_s qui est décroissant avec l'EMP. L'amplitude de retrait doit normalement augmenter avec l'EMP, car comme pour l'explication donnée à la rigidité, on peut dire aussi que le degré d'empêchement de la pâte de ciment est moins élevé quand l'EMP est plus importante. Ceci implique que l'amplitude de retrait doit être plus importante pour les D_{\max} élevés. Cependant dans notre cas d'étude, nous remarquons que le BAP optimisé possède un retrait à long terme plus faible. Ce résultat est dû au deuxième phénomène, qui est la forte diminution du volume de pâte. En effet, la majeure partie du retrait est faite dans la pâte de ciment alors que la grande rigidité des granulats fait qu'ils ne participent pratiquement pas à cette déformation, il est donc cohérent d'avoir un retrait plus faible quand on augmente la teneur en granulats par rapport à la matrice cimentaire. Ce dernier phénomène semble être plus prédominant que l'épaisseur maximale de pâte, car même si cette dernière est plus importante pour la composition optimisée, elle ne lui procure pas une amplitude de retrait supérieure à celle du BAP $D_{\max}=10$. La cinétique du retrait est visiblement plus lente pour le BAP optimisé, ceci est dû à sa cinétique de séchage qui est plus lente. L'explication qu'on peut donner à ce dernier point se trouve dans la grande densité du matériau granulaire dans le béton, ralentissant ainsi le départ d'eau vers l'extérieur.

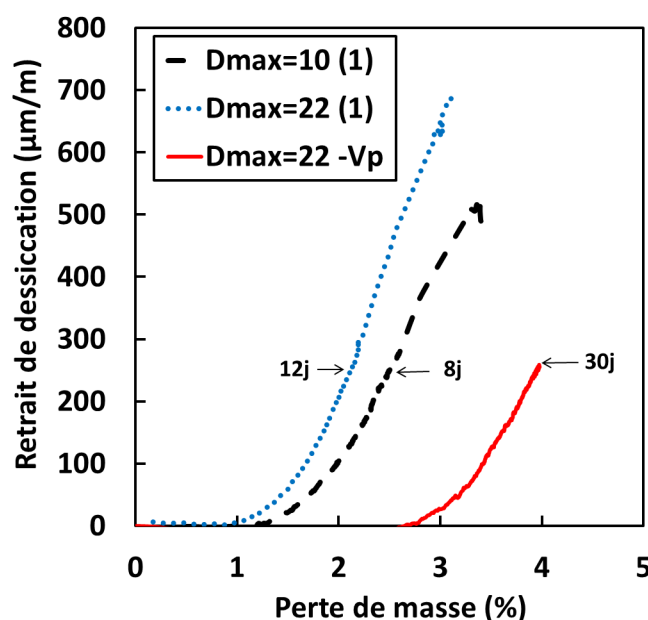


Figure 6-11 Courbes de retrait-perte de masse pour les trois BAP à D_{\max} différents -données (1)-

Comme dans les études précédentes, nous présentons aussi dans cette partie les courbes de retrait en fonction de la perte de masse (Figure 6-11). La variation du D_{\max} semble ne pas affecter la première phase qui reste presque identique pour les BAP $D_{\max}=10$ et BAP $D_{\max}=22$.

Ce résultat est dû au fait que ce premier palier est conditionné par la nature de la pâte ou son volume. Le deuxième palier possède une pente plus faible pour le BAP $D_{\max}=22$, car sa cinétique de séchage est plus lente ce qui permet une meilleure hydratation du matériau et par conséquent une rigidité plus importante. Pour engendrer un retrait équivalent entre ces deux BAP, nous avons donc besoin d'un départ d'eau plus important pour le béton avec un D_{\max} supérieur. Le BAP optimisé présente quant à lui un premier palier sans retrait très important, ceci s'explique par la nature de la formulation avec un volume de pâte très faible. Ce qui affecte directement la fluidité à l'état frais du BAP, pour remédier à ce problème une quantité importante de superplastifiant est utilisée (Tableau 6-2), ce dernier a un effet retardateur sur l'hydratation d'où le départ d'eau très important (ce résultat correspond à celui du chapitre 5, concernant la plus courte durée du coffrage, avec un âge équivalent plus court). Pour le deuxième palier de cette composition, nous remarquons qu'il contient une pente plus faible. Ainsi, pour la même déformation de retrait nous avons besoin d'un départ d'eau plus important, ce qui est dû au volume de pâte très bas. En effet, même si la matrice cimentaire développe du retrait comme les deux BAP précédents, sa faible proportion par rapport aux granulats a pour conséquence un retrait plus faible. Ajoutant à cela que le taux d'empêchement de cette pâte est croissant avec la teneur en granulat, ce qui fait que même cette pâte dans le BAP optimisé fait moins de retrait.

A partir de ces dernières courbes de retrait-perte de masse et de la formulation initiale, les profondeurs de séchage (δ) sont calculées pour les trois formulations. La formule optimisée présente un δ deux fois plus élevé, ce qui signifie qu'il possède un diamètre médian des pores plus grand, et donc une porosité plus importante. Pour les deux BAP à même volume de pâte et avec des D_{\max} différents, la profondeur de séchage reste presque identique, ainsi le risque de carbonatation doit être du même ordre. Par contre, une baisse excessive dans le volume de pâte conduira à des contraintes supérieures sur la matrice cimentaire, augmentant ainsi sa microfissuration. Cette dégradation de la pâte correspondra à une porosité accessible plus importante, et un risque de carbonatation plus grand. Ceci se traduit par une profondeur de séchage valant le double par rapport aux deux dernières formulations.

Tableau 6-7 Profondeur de séchage en fonction des trois BAP à D_{\max} différents

	$D_{\max}=10$	$D_{\max}=22$	$D_{\max}=22$ Optimisé
δ (mm)	4,7	4,2	9,4

Le BAP $D_{\max}=22$ présente une meilleure compacité, une EMP plus grande, un volume d'ITZ plus faible, une ITZ moins poreuse, une profondeur de séchage plus basse, une porosité moins importante, et un risque de carbonatation inférieur, mais développe un retrait plus important et plus rapidement. La diminution du volume de pâte pour l'obtention d'une formule optimisée conduit à une diminution remarquable du retrait, mais en même temps à une augmentation de la profondeur de séchage, et par conséquent à un risque accru de carbonatation.

6.4 Bilan

A partir de l'étude bibliographique, il s'est avéré que les chercheurs se sont largement penchés sur l'effet de plusieurs paramètres de formulation sur le retrait. On peut en citer la quantité d'eau, le rapport eau/ciment, la nature et finesse du ciment, le volume de pâte, le dosage et la finesse du filler, la nature des granulats. L'un des objectifs de cette thèse en collaboration avec deux entreprises du BTP est de formuler dans un premier temps des BAP présentant un bilan carbone optimal et un coût de revient minimal. Dans un second temps le retrait à long terme est alors étudié pour diminuer la sensibilité à la fissuration de ces matériaux. Pour atteindre le premier objectif, la solution a été la diminution de la quantité de ciment, en la substituant par des additions ou par l'augmentation de la fraction granulaire. A partir de ce raisonnement deux voies ont été alors explorées: la variation de la nature de la pâte et le changement de sa quantité. La deuxième se consacre à l'étude de l'effet de la granulométrie sur le retrait à long terme. Un spectre granulaire plus large est utilisé pour optimiser les formules, et diminuer la quantité de pâte tout en gardant les caractéristiques rhéologiques nécessaires pour un BAP lors du coulage. En effet, une augmentation du D_{\max} procure une meilleure compacité au mélange granulaire. Le volume de vide est alors diminué, et par la même occasion la quantité nécessaire de pâte pour son remplissage. Si on suppose que le comportement de la partie de la pâte offrant la fluidité des BAP soit indépendant du D_{\max} , nous pouvons alors obtenir les mêmes propriétés à l'état frais avec moins de pâte.

La première partie a été consacrée à l'étude de trois BAP avec des teneurs en filler différentes. L'augmentation de la quantité de filler aux dépens du ciment, conduit à une diminution des résistances mécaniques. Le retrait de dessiccation à long terme se voit augmenté et la cinétique diminuée. Le premier palier des courbes de retrait en fonction de la perte de masse est aussi plus important pour le BAP contenant moins de liant ce qui confirme que la quantité d'eau libre pour ce béton est plus importante par rapport aux deux autres. La pente du deuxième palier traduit la porosité élevée pour les BAP contenant plus de filler. Ce résultat est confirmé aussi par la profondeur de séchage qui se corrèle avec le rayon médian des pores et qui croît avec le taux de filler dans nos bétons. En parallèle, la profondeur de carbonatation suit la même tendance, ce qui signifie que ce risque augmente avec la substitution du ciment par du filler. Ainsi, la substitution partielle de ciment par du filler à quantité d'eau constante fait que le coût de revient du matériau et son impact environnemental baisse, mais que le retrait de dessiccation augmente ainsi que la porosité et la profondeur de carbonatation. Une des solutions qui peut être proposée pour améliorer la durabilité de ce type de BAP est de baisser la quantité d'eau dans la composition, ce qui permet d'améliorer la résistance au jeune âge et de diminuer la profondeur de carbonatation [157].

L'augmentation du D_{\max} tout en gardant un volume de pâte constant conduit à une amélioration des caractéristiques mécaniques, l'explication avancée concerne le volume de l'ITZ et sa nature poreuse dans les deux cas de figure. L'amplitude du retrait de dessiccation et sa cinétique varient aussi dans le même sens. Ces résultats s'expliquent grâce à l'EMP qui est représentative de la distance intergranulaire. En diminuant le volume de pâte pour la formule optimisée, il apparaît que l'influence de cette baisse est prépondérante par rapport à celle du D_{\max} . Le retrait est alors beaucoup moins important pour cette dernière composition.

Par contre, la profondeur de séchage calculée pour ce béton est beaucoup plus élevée, ce qui nous alerte vis-à-vis de la durabilité de cette formule. Le volume de pâte très bas affecte la rhéologie du matériau au jeune âge, ce qui impose une augmentation de la quantité de superplastifiant, qui aura un effet retardateur. Ceci conduit à un niveau d'hydratation faible au moment du décoffrage. Pour cette raison une perte de masse importante est observée au départ sans retrait engendré. La dernière partie de cette thèse traitera de l'effet sur la sensibilité à la fissuration de ces BAP, et une conclusion générale pourra alors être déduite des programmes expérimentaux.

Partie III : Sensibilité à la fissuration des BAP

Partie III: Chapitre 7

Sensibilité à la fissuration des bétons : étude bibliographique et modélisation

La fissuration représente l'une des causes majeures de la dégradation des structures et de la diminution de leur durée de vie. Il est donc très important de pouvoir déterminer le risque de fissuration des bétons en amont de leur utilisation sur chantier. En effet, l'étude en laboratoire d'une ou de plusieurs compositions de béton peut s'avérer très rentable, en évitant des interventions beaucoup plus coûteuses en aval du chantier. Cette partie sera divisée en quatre chapitres. Le premier constitue une bibliographie sur les moyens expérimentaux et les méthodes théoriques existantes pour la détermination de la sensibilité à la fissuration. Le deuxième une étude pour la comparaison et la validation des différentes approches présentées. En parallèle, l'effet de l'humidité relative ambiante et de la durée du coffrage sur le potentiel de fissuration des BAP sont étudiés. Le troisième chapitre vise à étudier la relation entre formulation et fissuration. Enfin, le dernier chapitre représente un bilan des différentes méthodologies et résultats.

La tendance générale des professionnels du bâtiment est de lier directement le comportement des bétons à leur résistance ou au retrait qu'ils développent [82]. Comme vu dans le chapitre 4, il faut être rigoureux dans l'utilisation des données de retrait car ces mesures peuvent nous induire en erreur. En outre le phénomène de fissuration est plus compliqué, et ne peut pas être déterminé simplement à partir de ces deux paramètres. En effet, bien que le retrait ait une influence effective sur la sensibilité à la fissuration des bétons, plusieurs études de la littérature s'accordent sur le fait qu'il n'est pas forcément le seul ou même le plus important lors de la détermination de la sensibilité à la fissuration des bétons [158] [21] [159] [160] [22]. Les déformations de retrait constituent ainsi l'une des forces motrices de la fissuration et non la seule, car cette dernière dépend également entre autres du degré d'empêchement, et de la relaxation des contraintes (Figure 7-1) [160] [22]. Ainsi pour la détermination du risque de fissuration d'une formule de béton, il faudra systématiquement adopter une approche qui prend en compte au moins trois aspects importants : les forces à l'origine de la déformation, les propriétés des matériaux et la nature de la structure [21].

L'approche développée dans cette partie est fondée sur l'essai à l'anneau. D'une part une modélisation semi-analytique permet d'évaluer la relaxation des contraintes et de comprendre l'influence de la composition des bétons sur la sensibilité à la fissuration et d'autre part l'adaptation d'un indice de fissuration initialement proposé par l'ASTM permet de classer les bétons [161].

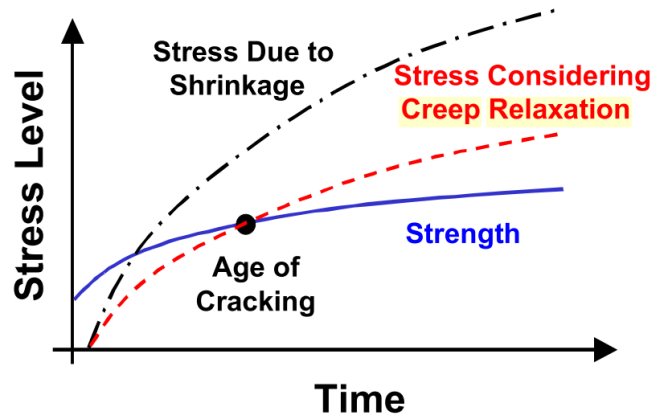


Figure 7-1 Influence du retrait, du fluage et de la résistance sur la fissuration [162]

La déformation totale s'écrit comme la somme du retrait ε_{total} , de la déformation élastique ε_e , et de la déformation de fluage ε_{flu} [55] [8] [82].

$$\varepsilon_{total} = \varepsilon_{ret} + \varepsilon_e + \varepsilon_{flu} \quad (7-1)$$

Si E est le module élastique, et σ la contrainte [55] [8] :

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E} \quad (7-2)$$

Si Φ est le coefficient de fluage :

$$\varepsilon_{flu} = \phi \sigma \quad (7-3)$$

Pour un empêchement total, la déformation totale est nulle :

$$\varepsilon_{total} = 0 \quad (7-4)$$

D'où la relation entre les contraintes et le retrait :

$$\left(\frac{1}{E} + \phi\right) \sigma = -\varepsilon_{ret} \quad (7-5)$$

Pour un retrait de 200 $\mu\text{m/m}$ à deux jours et un module élastique de 20 GPa, la contrainte créée par un empêchement total vaut 4 MPa. La relaxation due au fluage diminue les contraintes de moitié environ [8]. La contrainte relaxée dans ce cas vaut 2 MPa. La limite de cette approche est qu'elle suppose qu'on ne peut pas avoir du fluage si la contrainte est constante ce qui n'est pas vrai.

Comme il a été démontré dans le chapitre 1, la compréhension de la fissuration des bétons à partir d'un calcul élastique simple peut induire en erreur. En effet, la comparaison des contraintes obtenues à base des mesures de retrait libre et du module de Young est insuffisante pour la classification des bétons par rapport à leurs risques de fissuration. On trouve dans la littérature plusieurs essais destinés à la détermination de la sensibilité à la fissuration que nous allons exposer dans ce chapitre. Nous justifions ensuite notre préférence de l'essai à l'anneau par rapport aux autres. Des explications sont aussi données sur les différentes configurations trouvées dans la littérature : forme, matériau et disposition de séchage. Comme tous les essais de laboratoire, l'une des problématiques classiques que les spécialistes cherchent à résoudre est celle de l'accélération des essais, et le choix des paramètres présentés précédemment peut se faire de manière à optimiser ce point. En ce qui

concerne l'essai à l'anneau, différentes méthodes sont proposées dans la littérature. Elles consistent tout simplement à faire augmenter le degré d'empêchement pour induire rapidement la fissuration. Pour les dimensions, des études se sont focalisées sur la comparaison de plusieurs tailles d'anneau [23]. Pour la forme, des anneaux elliptiques sont proposés pour concentrer les contraintes dans un point donné et conduire à une fissuration à ce niveau [163]. Quant au matériau utilisé des recherches proposent l'utilisation du Perspex⁵ au lieu de l'acier pour accélérer la fissuration de l'anneau [164].

Il est à noter que la fissuration du béton n'est pas toujours équivalente à sa rupture, puisque dans l'essai du retrait empêché à l'anneau, il a été observé qu'il y a des bétons qui fissurent plusieurs fois avant d'arriver à la rupture. Ce cas de figure est présent généralement dans les bétons dont la matrice cimentaire est renforcée par des fibres [158]. Ces fibres de verre, de polypropylène, ou d'acier sont proposées dans plusieurs études comme solution pour la diminution du risque de fissuration et même pour diminuer l'ouverture des fissures [165]. Les agents réducteurs de retrait constituent aussi une solution, car la réduction des déformations à l'origine de la fissuration diminue automatiquement le risque de fissuration [159] [160] [22].

7.1 Bibliographie

Cette partie de la thèse propose un état de l'art sur l'évaluation du risque de fissuration des bétons. La fissuration est une donnée difficile à quantifier et elle dépend du matériau testé, de la nature de l'essai adopté, et des conditions limites et initiales. Plusieurs essais ont été développés, dont le but est d'estimer la probabilité de fissuration des différentes compositions de béton. Nous pouvons rassembler ces essais sous trois grandes familles : essais passifs de fissuration, essais avec asservissement pour la détermination du fluage, anneaux de fissuration.

7.1.1 Dalles de fissuration

Cet essai est approprié pour la représentation des éléments en béton caractérisés par une grande surface de séchage par rapport au volume (Figures 7-2 et 7-3). Ce type de structure connaît des fissurations qui se produisent généralement au jeune âge et qui sont dues au retrait plastique [166] [167]. Cependant, ce type d'essai n'amène pas d'informations sur le comportement viscoélastique qui permet la compréhension de la fissurabilité de certaines formules par rapport à d'autres.

⁵ Perspex: Le poly(méthacrylate de méthyle) (souvent abrégé en PMMA, de l'anglais Poly(methyl methacrylate)) est un polymère thermoplastique transparent obtenu par polyaddition dont le monomère est le méthacrylate de méthyle (MMA). Ce polymère est plus connu sous son premier nom commercial de Plexiglas.

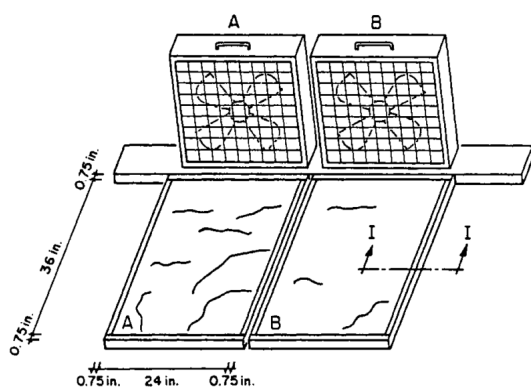


Figure 7-2 Schéma représentatif des dalles [166]

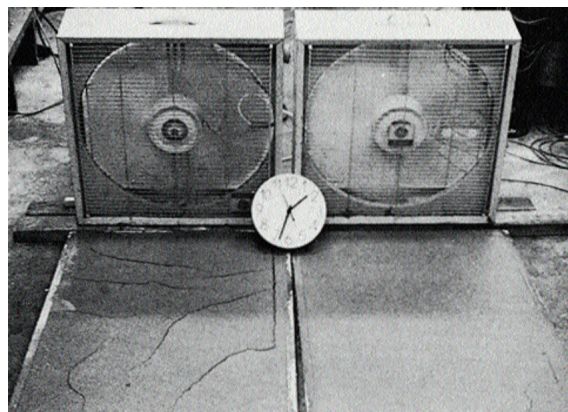


Figure 7-3 Photo des dalles [167]

7.1.2 Essais de fluage en traction

L'essai de fluage en traction représente un essai complémentaire à l'essai de retrait, puisqu'il fournit la déformation viscoélastique qui manque pour un calcul prenant en compte les différents phénomènes. Cependant, cet essai fournit le fluage pour un taux de chargement et un âge donné [168]. S'ajoute à cela le coût élevé du matériel et la durée des essais qui peut être très longue. L'autre problématique que rencontre cette approche est liée au coefficient de fluage, qui est plus faible quand il est mesuré sous retrait empêché par rapport à celui mesuré sous une contrainte constante. Cette donnée démontre que l'utilisation des résultats obtenus des essais de fluage classiques dans l'analyse ou la modélisation du retrait empêché peuvent donc induire en erreur lors des calculs prédictifs de performance des différentes compositions [169].

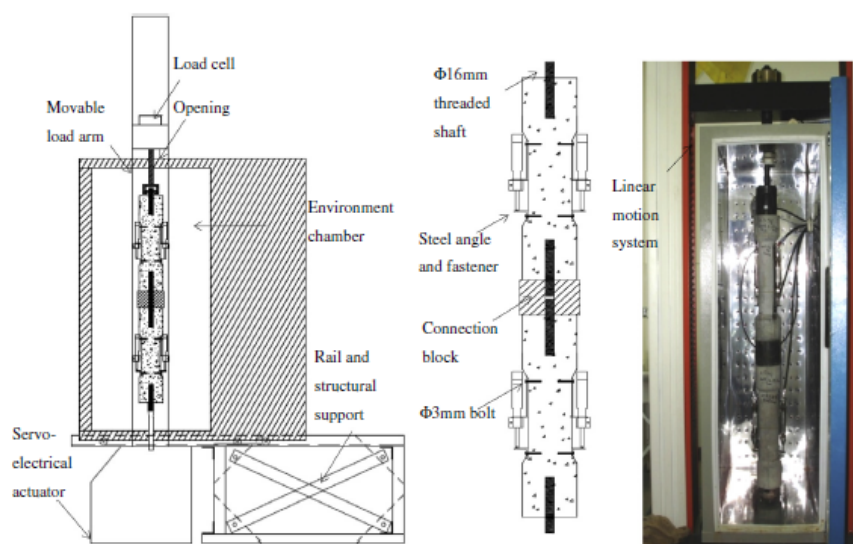


Figure 7-4 Essai de fluage en traction [170]

7.1.3 Essai TSTM (Temperature Stress Testing Machine)

Cet essai de retrait empêché longitudinal a fait l'objet de plusieurs publications ([171] [172]), son principe consiste à exercer une force opposée aux contraintes pour annuler la déformation de l'éprouvette. Cette force est calculée à partir des mesures de déformations, et elle est

appliquée par incrément de charge. Plusieurs améliorations ont été apportées d'une version à l'autre. On peut citer celle de Kovler en 1994 qui propose un essai de retrait empêché modifié, où la grande précision des mesures a permis une automatisation complète de l'essai. A l'aide de deux éprouvettes jumelles l'une sous retrait empêché et l'autre sous retrait libre, la distinction entre retrait moyen et fluage peut être faite [172]. La détermination de plusieurs caractéristiques mécaniques du béton pendant l'essai est alors possible, comme les contraintes de retrait, le module d'élasticité, le coefficient de fluage, et la contrainte à la rupture. L'inconvénient de l'essai TSTM réside dans son coût très élevé par rapport à la problématique de la formulation. Néanmoins il reste adéquat pour la recherche et la compréhension des phénomènes. Ajoutons à cela que ce test est destiné principalement à l'étude du comportement au jeune âge alors que notre but est de mieux comprendre le comportement à long terme.

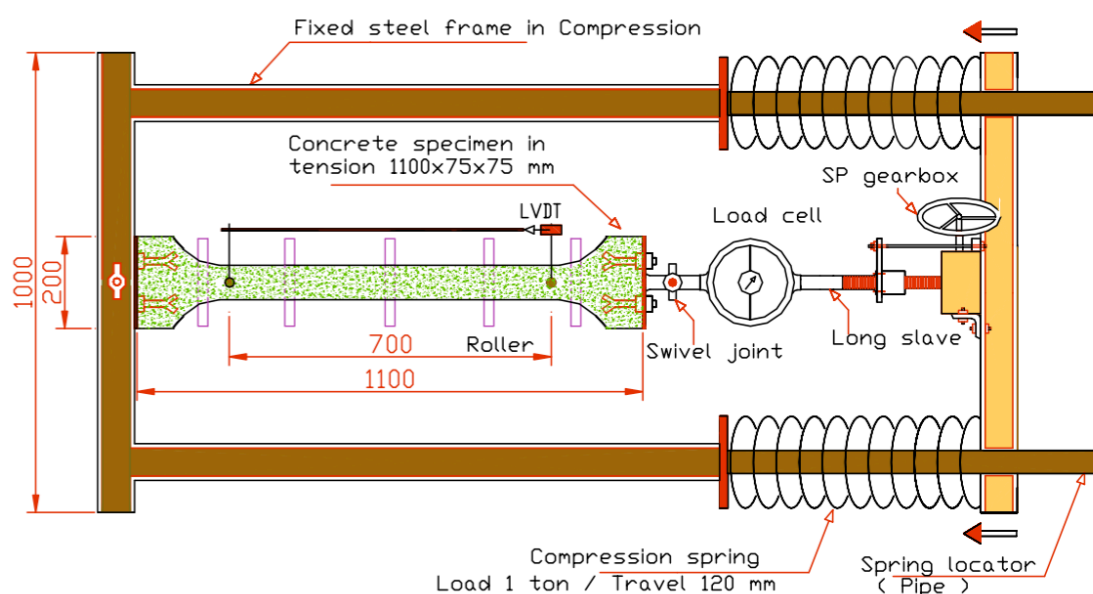


Figure 7-5 Schéma de l'essai de retrait empêché longitudinal [173]

7.1.4 Essai à l'anneau

L'essai à l'anneau présente une plus grande souplesse et une simplicité lors de son utilisation par rapport aux autres tests dédiés aux mêmes objectifs [163]. Il a donc été largement utilisé pour la détermination des sensibilités à la fissuration des bétons. Une étude sur l'évaluation de l'essai le présente comme ayant une bonne répétabilité et une grande précision [174]. Cette popularité a fait que deux organisations comme l'American Association of State Highway and Transport Officials (AASHTO) et l'American Society for Testing and Materials (ASTM), le recommandent dans les rapports AASHTO PP34-99 [175] et l'ASTM C1581/C1581M-09a [161]. Cependant les dimensions préconisées pour l'essai de fissuration à l'anneau ne sont pas toujours adoptées dans les différentes études. La justification est la longue durée nécessaire à la fissuration, soit à cause de la faible rigidité de l'anneau d'acier soit en raison de la grande résistance à la fissuration du béton testé [22] [163]. En effet, le taux d'empêchement de l'anneau préconisé par l'AASHTO est relativement bas, puisqu'il varie approximativement

entre 55% et 60% [169]. Une des solutions proposées pour l'accélération de l'essai est l'utilisation d'anneau de forme elliptique. Contrairement à la forme circulaire où l'enveloppe des contraintes est régulière, la forme elliptique concentre les contraintes dans des points particuliers (Figure 7-6). Le problème de cette dernière forme est le manque de recul comparé à la forme circulaire, car peu de résultats théoriques ou numériques sont publiés sur le sujet. La distribution non-uniforme des contraintes résiduelles n'a pas de forme analytique connue dans la littérature [163]. Ajoutons à cela que l'accélération de l'essai par cette forme elliptique n'est pas toujours possible, car il dépend de la résistance du béton. Ainsi il existe selon les calculs de Dong des cas de figures où l'essai à l'anneau circulaire atteint la fissuration avant l'anneau elliptique [163]. Ces différents points nous ont poussés à choisir la forme la plus commune pour nos essais de retrait empêché tout en modifiant les dimensions pour un meilleur taux d'empêchement et des durées d'essais raisonnables.

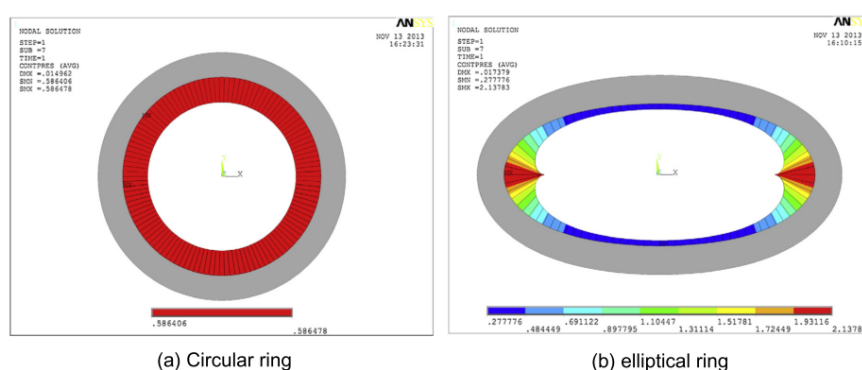


Fig. 5. Restraining pressure on the inner cylindrical concrete ring surface provided by the central steel ring.

Figure 7-6 Distribution des contraintes dans le cas d'un anneau circulaire et un anneau elliptique [163]

Une autre méthode d'accélération des essais de retrait empêché consiste à choisir un matériau dont les caractéristiques mécaniques sont différentes de celles de l'acier, comme du Perspex. Avec un coefficient de dilatation thermique plus important pour ce matériau, la sensibilité à la fissuration se voit augmentée, diminuant ainsi la durée de l'essai [22] [164]. Cette accélération qui est directement liée au dégagement de chaleur au jeune âge du béton se fera donc de manière différente selon la composition du béton, ce qui risque de fausser la classification des formules vis-à-vis du risque de fissuration causée par la dessiccation à long terme.

Le choix des conditions de séchage est aussi très important pour cet essai, car les résultats vont varier selon la configuration choisie. En effet, des dispositions de séchage différentes conduiront à des profils de déformations et de contraintes différents (Figures 7-7 et 7-8) [11]. Le sens de propagation de la fissure sera aussi différent, puisque pour un séchage des deux faces (haut et bas) ou d'une protection totale de l'anneau, les contraintes seront plus importantes sur la face intérieure du béton. Des expériences fondées sur des mesures par émissions acoustiques confirment que la fissuration apparaît à l'interface de contact acier-béton et se propage vers l'extérieur pour une protection latérale contre le séchage [176]. Dans le cas d'un séchage par la face latérale, la distribution des contraintes dépendra du profil d'humidité, de la distribution poreuse, et du couplage hydratation séchage qui vont engendrer des contraintes plus ou moins importantes selon la nature du béton. La Figure 7-8 montre que

leur association avec les contraintes engendrées par l'hydratation du ciment, qui a une distribution plus uniforme peut donner un profil plus important au bord. La fissuration apparaîtra à cet endroit et se propagera vers l'intérieur comme c'est le cas pour les tests menés par Hossain [176]. Cependant dans le cas de cette protection, la fissuration peut se déclencher à n'importe quelle autre position où les contraintes cumulées dues au séchage et au retrait endogène seront maximales. L'un des objectifs de cet essai est la caractérisation rapide du matériau étudié. Les conditions de séchage jouent un rôle important. Dans le cas d'une configuration de séchage par le haut et le bas les contraintes développées susceptibles de fissurer l'anneau de béton sont plus importantes [176], et la forme du profil des contraintes sera indépendante de la nature du béton. Nous choisissons ainsi pour nos essais cette disposition de séchage par le haut et par le bas pour avoir un profil de contraintes connu d'avance, et la même nature de fissuration de l'intérieur vers l'extérieur.

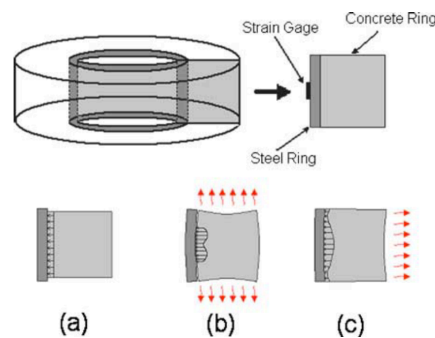


Figure 7-7 Influence des conditions de de séchage sur les déformations du béton et de l'acier de l'anneau :
(a) retrait uniforme, (b) séchage en haut et en bas et (c) séchage circonférentiel [177]

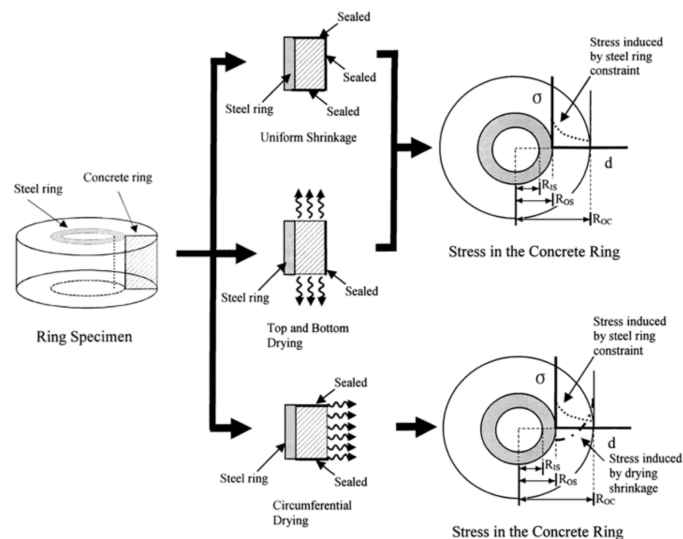


Figure 7-8 Effet du sens de séchage de l'anneau sur les contraintes résultantes développées dans l'anneau
[177]

7.2 Extraction des contraintes et des propriétés du béton à partir de l'essai de l'anneau

7.2.1 Calcul élastique et taux d'empêchement

Plusieurs recherches antérieures se sont focalisées sur la détermination des différentes formules analytiques. Ainsi, pour notre configuration d'anneau des équations sont proposées pour le calcul de différentes données. On peut citer les contraintes de traction moyenne [169], maximale [176], le coefficient de fluage et même le degré d'empêchement [169].

La contrainte de traction moyenne développée dans l'anneau peut être calculée par la formule suivante [169] :

$$\sigma_t(t) = \frac{E_{st} r_{ic} h_{st}}{r_{is} h_c} \varepsilon_{st}(t) \quad (7-6)$$

E_{st} : Module d'Young de l'acier (210GPa)

h_{st} : épaisseur de l'anneau en acier (m)

h_c : épaisseur de l'anneau en béton (m)

r_{ic} : rayon interne de l'anneau en béton (m)

r_{is} : rayon interne de l'anneau en acier (m)

La contrainte de traction maximale développée dans l'anneau quant à elle est donnée par la formule suivante [176]:

$$\sigma_{tmax}(t) = \frac{E_{st} r_{is} (r_{os}^2 - r_{is}^2) (r_{os}^2 + r_{oc}^2)}{2 r_{os}^2 (r_{oc}^2 - r_{os}^2)} \varepsilon_{st}(t) \quad (7-7)$$

r_{oc} : rayon externe de l'anneau en béton (m)

r_{os} : rayon externe de l'anneau en acier (m)

Un coefficient de fluage est déterminé par l'équation suivante [169] :

$$C_r(t) = \frac{E_c(t) r_{is} h_c}{E_{st} r_{ic} h_{st}} \left(\frac{\varepsilon_{sh}(t)}{\varepsilon_{st}(t)} - 1 \right) - 1 \quad (7-8)$$

$E_c(t)$: le module d'Young du béton à l'instant t (GPa)

Pour l'anneau le degré d'empêchement R peut être calculé par la formule suivante [169]:

$$R = \frac{A_{st} E_{st}}{A_{st} E_{st} + A_c E_c} \quad (7-9)$$

A_{st} : Section transversale d'acier (m²)

A_c : Section transversale du béton (m²)

D'après cette dernière formule nous observons que le calcul du taux d'empêchement ne dépend pas seulement des données géométriques de l'anneau, mais aussi du module de Young du béton, qui varie en fonction de la formulation et du vieillissement du béton. Le module de

Young varie ainsi pour les différents âges et les différentes compositions étudiées entre 15 GPa et 40 GPa. Le calcul avec ces valeurs de rigidité fournit un taux d'empêchement qui se situe entre 65 % et 83 %, lorsque la rigidité de l'acier est prise égale à 210 GPa. Rappelons que les BAP sont utilisés généralement dans les voiles, et que ce type de structure représente un taux d'empêchement qui varie entre 0,6 et 1 selon les différents codes de calcul [178]. Ainsi les taux d'empêchement des anneaux utilisés restent représentatifs des structures réelles.

7.2.2 Indicateurs de la sensibilité à la fissuration

Généralement, deux critères sont pris en compte lors des essais de fissuration à l'anneau. Le premier est l'âge de fissuration, le deuxième est la contrainte développée à l'intérieur des bétons. Des approches simples peuvent être utilisées en comparant la valeur de l'un des deux critères pour classer des bétons par rapport à leur sensibilité relative à la fissuration. D'autres approches comme celle proposée par l'ASTM proposent une combinaison des deux critères pour la détermination du risque de fissuration. Celui-ci est classé en quatre catégories : bas, modéré-bas, modéré-élevé, élevé (Tableau 7-1, [161]). La détermination du risque de fissuration d'un béton à partir des essais de retrait empêché à l'anneau, nécessite dans un premier temps la détermination du taux de contraintes lors de la fissuration par le biais de l'équation suivante [161]:

$$q = \frac{G\alpha}{2\sqrt{t_{cr}}} \quad (7-10)$$

q : Taux d'augmentation des contraintes dans l'échantillon (MPa/j)

G : 72,2 GPa, constante proposée par l'ASTM

α : Pente de la régression linéaire de la déformation de l'anneau ε en fonction de la racine carrée du temps ($\mu\text{m}/\text{m}/\text{j}^{0.5}$), l'équation est sous la forme suivante:

$$\varepsilon = \alpha\sqrt{t} + k_0 \quad (7-11)$$

k_0 : Constante de régression ($\mu\text{m}/\text{m}$)

t_{cr} : Temps de fissuration ou la fin de l'essai (j)

Si plusieurs tests sont effectués le taux des contraintes S sera la moyenne des différents q calculés à partir des mesures.

Tableau 7-1 Classification de la sensibilité à la fissuration selon l'ASTM C1581 [161]

<i>Taux des contraintes S (MPa/j)</i>	<i>Temps de fissuration t_{cr} (j)</i>	<i>Classification de la sensibilité à la fissuration</i>
$S > 0,34$	$t_{cr} < 7$	Elevé
$0,17 < S < 0,34$	$7 < t_{cr} < 14$	Modéré-élevé
$0,10 < S < 0,17$	$14 < t_{cr} < 28$	Modéré-bas
$S < 0,10$	$t_{cr} > 28$	Bas

Cette approche empirique de l'ASTM permet la classification des bétons selon le risque de fissuration. Comme les différentes équations le montrent, elle se base sur deux critères à savoir le temps de fissuration et le taux des contraintes qui traduisent la vitesse et l'amplitude

du phénomène. Des valeurs limites sont données pour distinguer les quatre niveaux de sensibilité à la fissuration (Tableau 7-1). Ainsi la classification des bétons peut se faire comme le montre le graphe de la Figure 7-9. Kovler [179] a démontré qu'une relation existe entre les deux critères et qu'ils peuvent être rassemblés sous un seul et même critère qu'il nomme critère intégré. Il s'agit tout simplement d'un ratio entre le taux des contraintes et l'âge de fissuration de l'anneau. Les limites entre les différentes zones de fissuration sont rassemblées dans le Tableau 7-2. La Figure 7-10 représente un exemple de classification de différentes formules de béton selon ce nouveau critère [180].

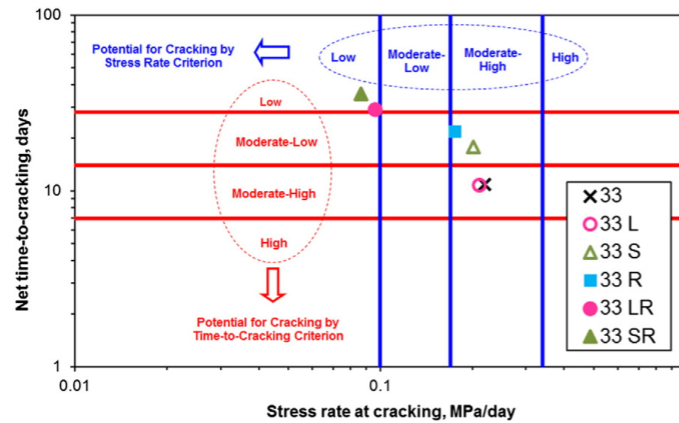


Figure 7-9 Exemple d'estimation du risque de fissuration par la classification standard de l'ASTM C1581 [180]

Tableau 7-2 Classification de la sensibilité à la fissuration avec le critère intégré par Kovler [179]

$S/t_{cr} (KPa/j^2)$	Sensibilité à la fissuration
$S/t_{cr} > 48,6$	Elevée
$12,1 < S/t_{cr} < 48,6$	Modérée-élevée
$3,6 < S/t_{cr} < 12,1$	Modérée-bas
$S/t_{cr} < 3,6$	Bas

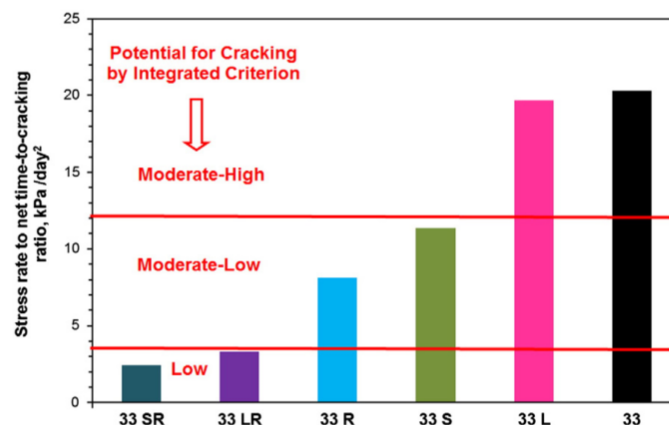


Figure 7-10 Estimation du risque de fissuration de différents bétons [180]

La valeur de G préconisée par l'ASTM [161] prend en compte la géométrie de l'essai. En effet, si on exprime q en fonction des déformations de l'acier, nous pouvons écrire:

$$q = \frac{G(\varepsilon - k)}{2t_r} \quad (7-12)$$

En comparant les équations (7-6) et (7-12), nous pouvons déduire l'expression de G:

$$G = 2 \frac{E_{st} r_{ic} h_{st}}{r_{is} h_c} \quad (7-13)$$

Nous pouvons vérifier l'exactitude de cette expression, en l'appliquant au cas d'un anneau ayant les dimensions préconisées par l'AASHTO. Si $r_{ic}=165$ mm, $h_{st}=12,5$ mm, $r_{is}=76$ mm, $h_c=152,5$ mm, et $E_{st}=200$ GPa, les calculs donneront avec l'équation (7-13) un $G=71,2$ GPa qui est proche de la valeur donnée par l'ASTM [161]. Dans notre cas de figure: $r_{ic}=110$ mm, $h_{st}=25$ mm, $r_{is}=85$ mm, $h_c=70$ mm. Ces dimensions fournissent un coefficient G égal à 184,9 GPa, que nous allons utiliser dans nos calculs au lieu de celui correspondant à la configuration AASHTO.

7.2.3 Approche quantitative de la sensibilité à la fissuration (Grasley modifié)

L'approche empirique permet une classification des bétons selon leur sensibilité à la fissuration à partir des résultats de l'essai à l'anneau, et des critères qui sont fondés sur une base de données. Cependant la compréhension des rôles relatifs des paramètres en jeu dans la fissuration reste hors de portée. En effet, si la détermination des contraintes moyennes ou maximales au sein de l'anneau est possible, et le retrait libre développé est mesurable, la relaxation des contraintes qui reste l'un des paramètres majeurs influant la fissuration n'est pas accessible dans cette approche. Plusieurs études s'accordent sur le fait qu'il est indispensable de prendre en compte le fluage ou la relaxation pour une compréhension correcte du comportement mécanique du matériau béton [159] [24].

7.2.3.1 Présentation du dispositif expérimental

Lors de l'essai de retrait empêché par l'anneau, des jauges sont placées sur la face intérieure de l'acier (Figure 7-11), et permettent la mesure de sa déformation. La dilatation thermique au jeune âge, ou le rétrécissement induit par le séchage du béton, appliquent directement des contraintes sur l'anneau en acier, et conduisent à sa déformation. Cette déformation représente la donnée expérimentalement mesurable et nous permet de remonter aux caractéristiques mécaniques du béton.

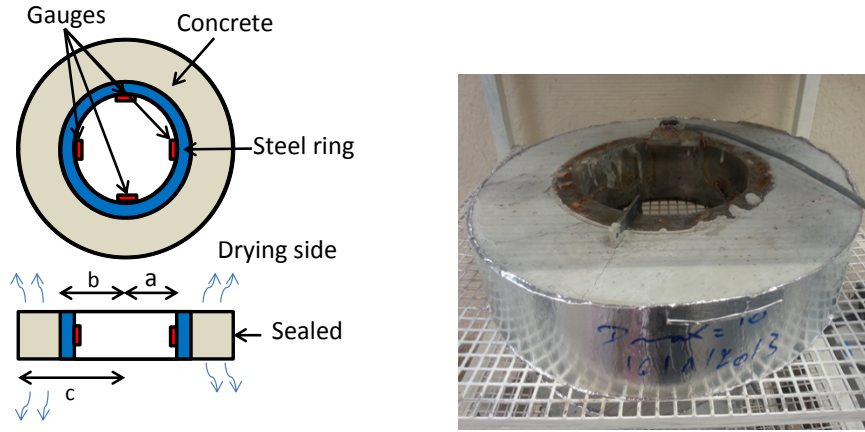


Figure 7-11 Essai de fissuration à l'anneau avec la disposition de séchage adoptée

a est le rayon interne de l'anneau en acier, b est le rayon externe de l'anneau en acier, c est le rayon externe de l'anneau en béton ($a=8,5$ cm; $b=11$ cm; $c=18$ cm) [181].

7.2.3.2 Détermination des contraintes dans l'anneau

Il nous a semblé nécessaire dans cette partie de faire la démonstration des équations exprimant les contraintes au sein de l'anneau, car elles représentent la base des calculs que nous allons effectuer. Dans le cas de l'anneau (Figure 7-12 a)) plusieurs études font référence à ces calculs. Nous allons en présenter la démonstration :

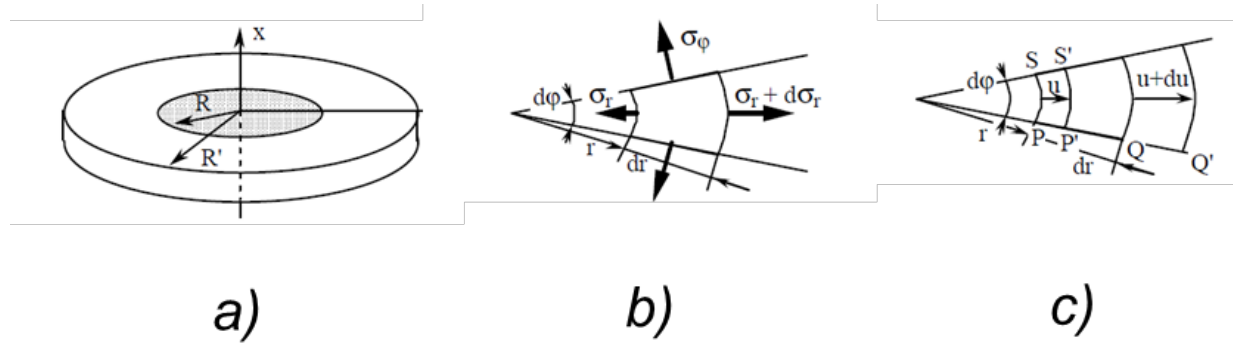


Figure 7-12 Schémas pour le calcul des contraintes dans l'anneau

En utilisant le schéma de la Figure 7-12 b), l'équilibre des contraintes donne:

$$(\sigma_r + d\sigma_r)(r + dr)d\theta - \sigma_r r d\theta - \sigma_\theta dr d\theta = 0 \quad (7-14)$$

$$\frac{\sigma_r}{r} + \frac{d\sigma_r}{dr} - \frac{\sigma_\theta}{r} = 0 \quad (7-15)$$

Selon la Figure 7-12 c), la Condition de continuité donne:

$$\varepsilon_r = \frac{P'Q' - PQ}{PQ} = \frac{dr + du - dr}{dr} = \frac{du}{dr} \quad (7-16)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{P'S' - PS}{PS} = \frac{(r+u)d\theta - rd\theta}{rd\theta} = \frac{u}{r} \quad (7-17)$$

D'où :

$$\frac{\varepsilon_\theta}{r} + \frac{d\varepsilon_\theta}{dr} - \frac{\varepsilon_r}{r} = 0 \quad (7-18)$$

La loi d'élasticité, avec l'hypothèse des contraintes planes $\sigma_x=0$ donne:

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E} \sigma_r - \frac{\nu}{E} \sigma_\theta \quad (7-19)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{-\nu}{E} \sigma_r + \frac{1}{E} \sigma_\theta \quad (7-20)$$

L'équation de continuité et celles d'élasticité donnent :

$$\frac{-\sigma_r}{r} (1+\nu) + \frac{\sigma_\theta}{r} (1+\nu) - \nu \frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{d\sigma_\theta}{dr} = 0 \quad (7-21)$$

En utilisant l'équation (7-15) :

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{d\sigma_\theta}{dr} = 0 \quad (7-22)$$

La différentiation de (7-15) donne :

$$\frac{d\sigma_\theta}{dr} = 2 \frac{d\sigma_r}{dr} + r \frac{d^2\sigma_r}{dr^2} \quad (7-23)$$

D'où :

$$3 \frac{d\sigma_r}{dr} + r \frac{d^2\sigma_r}{dr^2} = 0 \quad (7-24)$$

La solution générale de cette équation est :

$$\sigma_r = Ar^{-2} + B \quad (7-25)$$

En utilisant l'équation (7-15) nous obtenons

$$\sigma_\theta = -Ar^{-2} + B \quad (7-26)$$

A et B sont des constantes qu'on peut déterminer en fonction des déformations mesurées, des caractéristiques mécaniques de l'acier utilisé et du béton soumis à l'essai. Pour notre cas de figure le plus intéressant est la fissuration qui est induite par les contraintes orthoradiales, que nous pouvons exprimer par l'équation (7-27), présentée par Grasley en 2011 [56].

$$\sigma_\theta = \frac{(b^2 - a^2)(c^2 + r^2)}{2(b^2 - c^2)r^2} E^s \varepsilon_a(t) - \frac{(b^2 + r^2) \int_b^c r' \varepsilon^f(r', t) dr' - (b^2 - c^2) \int_b^r r' \varepsilon^f(r', t) dr' - r^2 \varepsilon^f(r, t)}{(b^2 - c^2)r^2} E^c \quad (7-27)$$

$$E^c = \frac{(a^2 - b^2)E^s \varepsilon_a(t)(b^2(\nu^c - 1) - c^2(\nu^c + 1))}{4b^2 \underline{\varepsilon}^f(t) + (b^2 - c^2)\varepsilon_a(t)[(a^2(\nu^s + 1) - b^2(\nu^s - 1))]} \quad (7-28)$$

a, b et c caractéristiques géométriques de l'anneau (Figure 7-11).

ε_a : Déformation de l'acier ($r=a$) (Figure 7-11) ($\mu\text{m/m}$).

ε^f : Retrait libre du béton ($\mu\text{m/m}$).

E^s : Le module de Young de l'anneau interne en acier (GPa).

E^c : Le module de Young de l'anneau externe en béton (GPa).

ε_a : Déformation tangentielle mesurée sur la face interne de l'anneau en acier ($\mu\text{m/m}$).

ν^c : Le coefficient de Poisson de l'anneau externe en béton, et ν^s le coefficient de Poisson de l'anneau interne en acier.

La barre au-dessous des symboles représente la moyenne.

7.2.3.3 Calcul viscoélastique

7.2.3.3.1 Présentation de l'approche

Les différentes études s'accordent sur l'importance de la prise en compte de la relaxation dans la détermination des contraintes. En effet, ce paramètre qui peut être déterminé par un calcul viscoélastique ou estimé à partir d'autres essais menés en parallèle est très important, car il réduit les contraintes de manière significative et permet une meilleure compréhension de la fissuration [159] [24].

Grasley [56] utilise le principe de correspondance pour déduire de ces équations les expressions viscoélastiques du module de Young (7-29), et de la contrainte ortho-radiale dans le domaine de Laplace (7-30).

Pour l'extraction des propriétés viscoélastiques, le retrait libre développé dans le matériau est nécessaire. Grasley propose sa détermination par des relations empiriques liant le retrait à l'humidité relative interne du béton. Les profils d'humidité sont modélisés à partir de la résolution des équations de séchage dont la théorie est présentée dans le chapitre 3, où nous avons clairement souligné la difficulté d'une modélisation décrivant le comportement hydrique réel du béton. Pour éviter ces problèmes nous proposons la détermination du retrait libre de l'anneau à partir du retrait libre mesuré sur les éprouvettes cylindriques de retrait $\Phi 78$ mm. Le passage de l'un vers l'autre se fera à partir de la méthodologie présentée dans le

chapitre 4, et qui se fonde sur la notion du rayon de séchage pour l'extrapolation des mesures sur les éprouvettes de retrait vers les autres tailles de structure.

La transformée inverse de la solution de l'équation (7-29) donne l'évolution du module de Young viscoélastique non vieillissant, duquel le module de Young viscoélastique vieillissant est déduit. L'inversion de l'équation (7-30) vers le domaine temporel quant à elle fournit la contrainte réelle dans l'anneau.

La barre au-dessus des différents symboles représente la transformée de Laplace.

$$\bar{E}^g(s) = \frac{(a^2 - b^2)E^s D_1(s)(b^2(v^c - 1) - c^2(v^c + 1))}{4kb^2 \left(s\bar{\varepsilon}^f(s) - (s + \lambda)\bar{\varepsilon}^f(s + \lambda) \right) + (b^2 - c^2)D_1(s)[(a^2(v^s + 1) - b^2(v^s - 1))]} \quad (7-29)$$

$$\bar{\sigma}_\theta^c(r, s) = \frac{(b^2 - a^2) \frac{E^s}{s} D_1(s)(c^2 + r^2) - 2k\bar{E}^g(s)((b^2 + r^2)\bar{\varepsilon}^f(s) - (b^2 - c^2)(D_2(s) - r^2\bar{\varepsilon}^f(r, s)))}{2(b^2 - c^2)r^2} \quad (7-30)$$

$$D_1(s) = s\bar{\varepsilon}_a(s) - \frac{(s + \lambda)}{e^{\lambda t'}} \bar{\varepsilon}_a(s + \lambda) \quad (7-31)$$

$$D_2(s) = \int_b^r r' \varepsilon^f(r', t) dr' \quad (7-32)$$

Avec:

s la variable dans le domaine de Laplace.

k et λ les paramètres de calibrage de la fonction du vieillissement $v(t)$ [56].

$$v(t) = k(1 - \exp(-\lambda t)) \quad (7-33)$$

t' : l'âge du début de l'application du déplacement (début de séchage) (j).

Ainsi dans notre approche les données d'entrée pour le calcul sont les évolutions temporelles du retrait libre, du module d'Young, et de la déformation de l'acier dans l'essai de retrait empêché à l'anneau. En ce qui concerne le critère de fissuration nous utiliserons l'évolution de la résistance à la traction en fonction du temps.


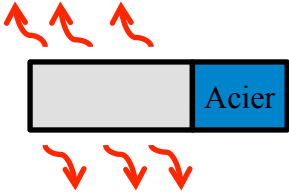
La résolution de ces équations ne peut se faire d'une manière analytique, et une approche numérique est nécessaire pour le calcul dans un premier temps des différentes valeurs dans le domaine de Laplace, puis dans un deuxième temps pour les inversions des résultats du domaine de Laplace vers le domaine temporel. Grasley utilise pour ce calcul des routines proposées par Graf dans son livre en 2004 [182], et Mathematica pour la détermination des différents résultats. Nous avons opté pour une programmation sous Matlab de la résolution mathématique. Nous nous fondons sur les résultats d'une étude comparative des différentes méthodes numériques d'inversion des équations du domaine de Laplace vers le domaine temporel [183], pour choisir la méthode de Zakian.

Les données d'entrée qui représentent les évolutions temporelles de la rigidité, de la déformation de l'anneau, et du retrait libre sont mises sous forme de modèles mathématiques simples. Ainsi pour le module de Young l'équation de vieillissement sous forme exponentielle est utilisée (7-33). Pour la déformation de l'anneau la forme mathématique en puissance présentée par l'équation (7-34) est adoptée. Pour le retrait, une forme logarithmique est identifiée sur les courbes de retrait de dessiccation correspondant au rayon de séchage de l'anneau. Le Tableau 7-3 rassemble les différentes données d'entrée utilisées pour la modélisation du comportement viscoélastique par la méthode de Grasley et par la nôtre.

$$\varepsilon_a(t) = At^B \quad (7-34)$$

A, B : paramètres de calage des courbes de déformation de l'anneau.

Tableau 7-3 Comparaison entre les données d'entrée entre la méthode de Grasley et celle modifiée

	<i>Grasley</i>	<i>Grasley modifiée</i>
<i>Configuration de séchage</i>		
<i>HR</i>	Modélisation	-
ε_f	Relation empirique à partir de HR	Mesures et rayon de séchage
ε^a	Déformation de l'anneau (A, B)	Déformation de l'anneau (A, B)
E	E_I, k, λ	E_I, k, λ
f_t	-	Mesures
Résolution	Routine sur Mathematica	Méthode de Zakian programmée sur Matlab

7.2.3.3.2 Prise en compte du saut de section

Dans des structures classiques la fissuration intervient normalement quand les contraintes atteignent la résistance à la traction (Figure 7-13). Dans notre cas de figure où une entaille est créée pour l'accélération de l'essai, un effet de concentration des contraintes existe, et il doit être pris en compte pour la détermination de fissuration. La Figure 7-14 représente la configuration et les dimensions du critère de l'essai de retrait empêché à l'anneau.

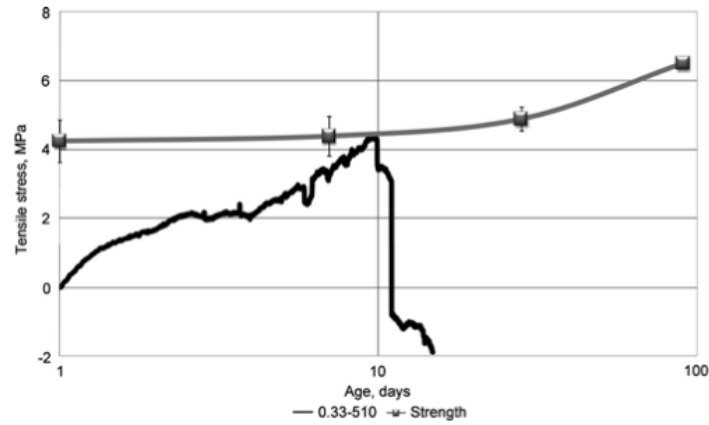


Figure 7-13 Evolutions temporelles de la résistance à la traction et des contraintes développées dans l'anneau [179]

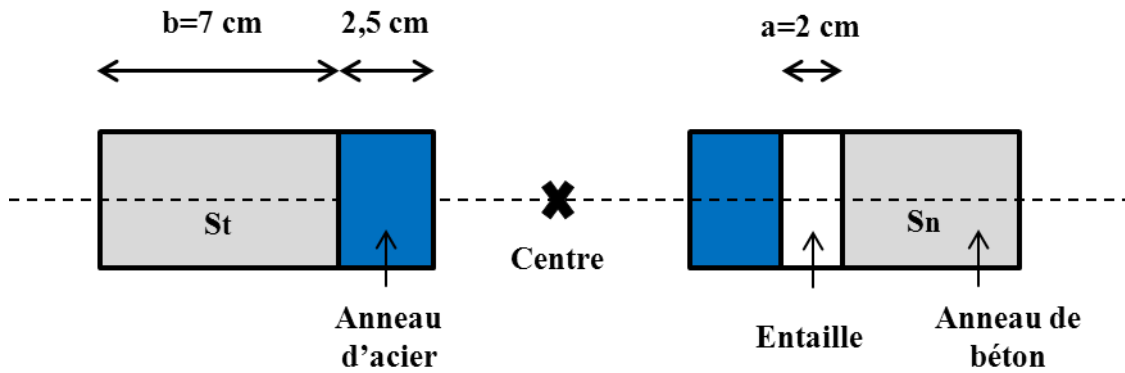


Figure 7-14 Coupe verticale pour la description de l'anneau

La contrainte donnée par le calcul viscoélastique est exprimée sous la forme suivante :

$$\sigma_{calculée} = \frac{F}{S_t} \quad (7-35)$$

La contrainte nominale est exprimée sous la forme suivante :

$$\sigma_{nominale} = \frac{F}{S_n} \quad (7-36)$$

D'où la relation pour la prise en compte du saut de section :

$$\sigma_{nominale} = \frac{S_t}{S_n} \sigma_{calculée} \quad (7-37)$$

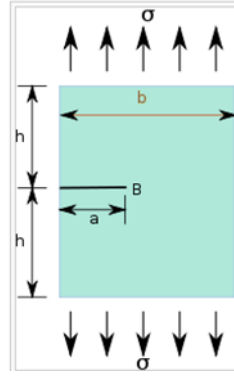


Figure 7-15 Schéma pour les différentes dimensions pour la prise en compte du saut de section

L'effet de concentration des contraintes est pris en compte par l'équation suivante :

$$\sigma_{max} = k_t \sigma_{nominale} = k_t \frac{S_t}{S_n} \sigma_{calculée} \quad (7-38)$$

La disposition géométrique est donnée par la Figure 7-15, et selon ([184] [185]):

$$k_t = \sqrt{\pi a} g(a/b) \quad (7-39)$$

Avec :

$$g\left(\frac{a}{b}\right) = 1.12 - 0.231\left(\frac{a}{b}\right) + 10.55\left(\frac{a}{b}\right)^2 - 21.72\left(\frac{a}{b}\right)^3 + 30.39\left(\frac{a}{b}\right)^4 \quad (7-40)$$

Le passage de la résistance à la traction par fendage à la résistance à la traction f_t est assuré par l'équation (7-41), tirée de la référence [82].

$$f_t = 0.9 f_{fendage} \quad (7-41)$$

Tous calculs faits par rapport à nos conditions d'essai, la contrainte calculée doit être inférieure à environ la moitié de la résistance à la traction donnée par le fendage :

$$\sigma_{calculée} < 0.9 \frac{S_n}{k_t S_t} f_{fendage} \text{ soit } \sigma_{calculée} < 0.51 f_{fendage} \quad (7-42)$$

Ce résultat signifie que dans notre cas la fissuration devrait avoir lieu dans l'anneau quand les contraintes vont atteindre la moitié de la valeur de la résistance à la traction mesurée par fendage.

7.2.3.4 Détermination expérimentale des données d'entrée du calcul viscoélastique

Les données de retrait sont celles présentées dans les chapitres précédents. Elles nous permettent par extrapolation le passage du retrait des éprouvettes cylindriques vers celui de l'anneau. Par simplification on suppose que ce retrait est uniforme dans l'anneau. Pour le calcul le retrait est décomposé en retrait endogène et de dessiccation. Le premier est indépendant de la taille du corps d'éprouvette, tandis que le modèle de Torben [87] nous permet le passage d'un rayon de séchage à un autre. Ce passage suppose aussi un retrait de dessiccation à long terme indépendant de la taille, et une dépendance linéaire de la cinétique en fonction du carré du rayon de séchage des éprouvettes.

La résistance en traction est mesurée par des essais de fendage sur des éprouvettes Φ 113mm. Ces éprouvettes sont décoffrées et conservées dans les mêmes conditions que les éprouvettes de retrait libre et empêché. Pour avoir une bonne représentation de la cinétique d'évolution de cette propriété mécanique les mesures sont effectuées à 1, 2, 7 et 28 jours.

Le module de Young est mesuré sur des éprouvettes Φ 113mm destiné aux essais classiques de compression. Ces éprouvettes sont équipées d'un extensomètre comportant trois capteurs LVDT qui permettent la mesure des déformations de l'éprouvette au cours de l'essai. Les courbes de contraintes en fonction des déformations peuvent ainsi être tracées, et le module d'élasticité déduit.

7.3 Bétons et paramètres étudiés

7.3.1 Effet des conditions extérieures et de mise en œuvre sur la sensibilité à la fissuration des BAP

La sensibilité à la fissuration des BAP dont les formulations sont présentées dans le chapitre 5 est étudiée ici. Le programme expérimental mis en œuvre dans cette partie contient les mesures classiques de retrait, d'évolution de la rigidité et de la résistance à la traction, l'essai à l'anneau pour générer l'empêchement du retrait et la fissuration éventuelle.

Deux paramètres sont étudiés ici: la durée du coffrage, et l'humidité relative ambiante. Les anneaux sont soumis aux mêmes conditions que les éprouvettes de retrait, de perte de masse de compression et de fendage. Pour éviter la variabilité des bétons d'une gâchée à une autre, une seule gâchée est utilisée pour la fabrication de tous les corps d'épreuve.

7.3.2 Effet de la formulation sur la sensibilité à la fissuration des BAP

Les études menées dans ce cadre sont séparées en deux groupes. Le premier consistera à étudier l'effet de la nature de la pâte sur la sensibilité à la fissuration des BAP, le deuxième groupe rassemblera deux études sur l'influence de la variation du volume de pâte et du squelette granulaire.

7.3.2.1 Effet du volume de pâte

Une série de cinq bétons est utilisée ici pour la détermination de l'effet du volume de pâte. Ce dernier varie sans changement de la nature de la pâte, avec un rapport E/C constant comme le montre le Tableau 7-4.

Tableau 7-4 Composition des BAP de l'étude de l'effet du volume de pâte [10]

<i>(kg/m³)</i>	<i>V_p-30%</i>	<i>V_p-20%</i>	<i>V_p-10%</i>	<i>V_p(Réf)</i>	<i>V_p+10%</i>
Gravier 3/8mm	964	906	848	790	732
Sable 0/4mm	817	768	719	670	621
Ciment	256	292	329	365	402
Filler calcaire	179	204	230	255	281
Eau efficace	139	159	179	199	219
Superplastifiant	6,24	5,44	5,50	5,20	4,92
Volume de pâte (l)	291	332	374	415	457
E/C	0,54	0,54	0,54	0,54	0,54
f _{c28} (MPa)	47,1	46,7	41,5	44,8	41,7
f _{t28} (MPa)	4,7	4,5	4,3	4,1	4,1
E ₂₈ (GPa)	38,7	37	34,8	34	32,8

L'effet de l'augmentation du diamètre maximal des granulats (D_{\max}) puis de la diminution du volume de pâte est étudié avec les trois compositions initialement présentées dans le chapitre 6 : BAP $D_{\max}=10$ mm, BAP $D_{\max}=22$ mm et BAP $D_{\max}=22$ mm (V_p-40l).

7.3.2.2 Effet de la nature de la pâte

Nous allons exploiter dans cette partie les résultats obtenus et présentés précédemment dans le chapitre 6, et où l'effet de la composition est étudié en observant l'impact des additions avec les formulations : BAP 31%, BAP 40% et BAP 46% [13]. Nous ajoutons à cette étude les deux bétons BAP N et BAP R présentés dans le chapitre 3, et dont la différence de composition consiste aussi en une substitution du ciment par du filler calcaire [14]. Une troisième série d'essais adoptant la même logique de formulation tirée de la base de données du laboratoire GeM est exploitée (Tableau 7-5).

Pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par de la cendre volante une série de trois bétons est étudiée. Les bétons sont nommés successivement A/C=0, A/C=0,29 et A/C=0,57. Les différentes formulations sont également données dans le Tableau 7-5. Le taux de substitution volumique du ciment par du filler calcaire ou les cendres volantes est identique (V_A/V_c) : 0 ; 0,4 et 0,8.

Tableau 7-5 Compositions des BAP pour l'étude de l'effet des additions à volume pâte constant

<i>(kg/m³)</i>	<i>A/C=0</i>	<i>A/C=0,35(FC)</i>	<i>V_p(Réf)(FC)</i>	<i>A/C=0,29(CV)</i>	<i>A/C=0,57 (CV)</i>
Gravier 3/8mm	790	790	790	790	790
Sable 0/4mm	670	670	670	670	670
Ciment	663	470	365	470	365
Addition	0	165	255	131	203
Eau efficace	204	198	199	201	199
Superplastifiant	12,22	4,84	5,20	8,59	6,66
Volume de pâte (l)	422	414	415	417	415
E/C	0,30	0,42	0,54	0,42	0,54
E/(A+C)	0,30	0,31	0,32	0,33	0,35
f _{c28} (MPa)	64,1	52,3	44,8	53,3	45,6
f _{t28} (MPa)	6,1	3,9	4,1	3,9	5,1
E ₂₈ (GPa)	34	33,6	34	33,9	35,7

7.3.2.3 Couplage des effets du volume de pâte et de la nature de pâte

Deux séries d'essais tirées de la littérature sont utilisées dans cette partie pour la détermination de l'effet couplé de la variation simultanée du volume de pâte et de sa nature. La première contient trois BAP où le volume de pâte change en substituant une partie du volume granulaire par du filler calcaire. Ainsi, la quantité de filler calcaire est augmentée ou diminuée de 44% par rapport à une formule de base. La deuxième série d'essai vise quant à elle à faire augmenter le volume de pâte en remplaçant une partie des granulats par de l'eau, 20 l puis 40 l (Tableau 7-6).

Tableau 7-6 Compositions des BAP des études de l'effet de la variation du volume de pâte par variation du taux d'addition ou de la quantité d'eau [10]

<i>(kg/m³)</i>	<i>FC-44%</i>	<i>FC+44%</i>	<i>Vp(Réf)</i>	<i>E +20l</i>	<i>E+40l</i>
Gravier 3/8mm	848	732	790	762	734
Sable 0/4mm	719	621	670	646	623
Ciment	365	365	365	365	365
Filler calcaire	143	367	255	255	255
Eau efficace	199	199	199	219	239
Superplastifiant	5,00	6,20	5,20	3,30	2,80
Volume de pâte (l)	372	456	415	433	452
E/C	0,54	0,54	0,54	0,60	0,65
E/(A+C)	0,39	0,27	0,32	0,35	0,38
f _{c28} (MPa)	38,8	42,8	44,8	34	33
f _{t28} (MPa)	3,6	4,3	4,1	2,9	2,8
E ₂₈ (GPa)	33,4	33,6	34	32,4	32,4

7.4 Bilan :

Dans ce chapitre trois types d'essais de fissuration par retrait empêché sont présentés, en donnant plus de détails sur l'essai de fissuration à l'anneau. Des justifications sont alors fournies sur le choix de ce dernier dispositif. Il est le plus adéquat à notre problématique de fissuration à long terme car il peut fournir une classification directe des bétons vis-à-vis la sensibilité à la fissuration. Il présente aussi un coût réduit en temps et en matériel par rapport aux autres essais. On peut déduire la relaxation, généralement utilisée pour la détermination du comportement viscoélastique du béton, et pour comprendre l'évolution du risque de fissuration.

Des préconisations sont fournies par l'AASHTO sur l'utilisation générale et sur les dimensions de l'essai à l'anneau. Des études démontrent que dans les conditions proposées, la fissuration apparaît relativement tard dans la structure circulaire. D'autres tailles d'anneaux sont donc choisies pour l'accélération de l'essai, et augmenter le taux d'empêchement. Ainsi, les dimensions choisies pour nos anneaux au laboratoire du GeM possèdent un degré d'empêchement qui varie entre 65% et 83% selon la rigidité du béton testé, contre 55% à 60% pour les dimensions proposées par l'AASHTO.

Dans le cas de l'anneau, quatre dispositions de séchage peuvent être trouvées dans la littérature, allant d'une protection totale pour la détermination de l'effet du retrait endogène sur la sensibilité à la fissuration jusqu'à un séchage sans protection. Deux autres cas

intermédiaires sont généralement utilisés, le premier représente une protection latérale et le deuxième une protection sur le haut et le bas. Le profil d'humidité va varier considérablement avec la disposition de séchage choisie ce qui produira une différence dans les profils des déformations et des contraintes. La forme de ces derniers profils dépendra même de la nature du béton utilisé sauf dans le cas où la protection contre le séchage est latérale. Cette indépendance présente un intérêt dans le cas d'une étude comparative entre différentes compositions de béton. La configuration choisie pour les différents essais de retrait empêché à l'anneau, est celle permettant une direction de séchage verticale.

Le calcul élastique dans le cas de l'anneau est explicité, et des formules pour les contraintes moyennes ou maximales de traction dans l'anneau sont fournies. On y ajoute aussi des équations pour la détermination du coefficient de fluage et du degré d'empêchement. Le calcul viscoélastique est présenté, avec les équations de calcul des contraintes dans un béton vieillissant. L'évolution du module de Young est aussi extraite permettant la quantification de la relaxation des contraintes dans nos différentes conditions d'essai. Cette approche a été publiée par Grasley en 2010 dans le cas de l'essai de retrait empêché longitudinal [72], puis en 2011 pour l'essai de retrait empêché à l'anneau [56]. La détermination du retrait s'y fait à partir d'une approche empirique se basant sur une modélisation des profils d'humidité. Comme vu dans le chapitre 3 ces profils d'humidité sont difficiles à modéliser correctement, et peuvent nous induire en erreur surtout dans le cas d'une étude comparative entre différentes formulations de béton. Nous proposons alors une alternative par l'utilisation directe des données de retrait sans se soucier des profils d'humidité. Dans la pratique on prend en compte l'effet de taille étudié dans le chapitre 4, et en se fondant sur les mesures de retrait effectuées sur chaque composition de béton.

Partie III: Chapitre 8

Sensibilité à la fissuration des bétons: influence de l'environnement et de la mise en œuvre

Ce chapitre est consacré à l'étude de l'effet des conditions extérieures et initiales sur la sensibilité à la fissuration. Nous rappelons que l'objectif de cette partie est de proposer une méthodologie pour la détermination de la sensibilité relative à la fissuration, en vue de l'optimisation de la composition du BAP. Dans une structure donnée, le risque de fissuration dépend de multiples autres facteurs, dont le taux d'empêchement du retrait, l'histoire du chargement et des températures ... L'étude constitue une suite du chapitre 5 qui était restreint au retrait à long terme du matériau sans se préoccuper de sa fissurabilité. Vu les variations des conditions réelles de mise en œuvre, il nous a semblé important d'étudier leur impact non seulement sur le comportement mécanique classique (résistances, retrait ...) mais surtout sur la sensibilité à la fissuration des bétons. L'humidité relative extérieure à laquelle est soumis le béton dès son décoffrage est le premier paramètre d'étude avec des essais sous trois humidités relatives extérieures. L'accélération des essais de laboratoire par la diminution de cette humidité ambiante sera discutée. Le deuxième point d'étude est l'influence de la durée du coffrage sur cette sensibilité à la fissuration. La durée du coffrage varie non seulement d'un chantier à un autre selon son importance et selon la rotation des banches, mais aussi sur le même site de construction. De plus la durée de cure est un paramètre important pour la durabilité du béton. Au cours de l'étude expérimentale, un même BAP a été décoffré à trois échéances différentes.

L'essai à l'anneau est retenu pour cette partie de l'étude. Il possède comme avantages d'être bien adapté à l'étude du comportement à long terme, en plus de sa relative rapidité et de sa simplicité d'utilisation par rapport à d'autres essais. L'étude bibliographique des différents dispositifs possibles pour cette étude est présentée dans le chapitre précédent pour justifier notre choix. Les résultats des essais de fissuration à l'anneau seront présentés dans ce chapitre, et leurs méthodes d'exploitation discutées.

En effet, si l'utilisation des essais à l'anneau est assez répandue aujourd'hui dans le domaine de la recherche, pour la détermination du risque de fissuration, la méthode d'exploitation des résultats reste différente d'un laboratoire à un autre. Trois méthodes d'analyse des courbes de déformation empêchée sont étudiées ici. Nous les nommerons : approche expérimentale, approche qualitative, et approche quantitative. Des calculs selon les trois approches sont effectués, et les résultats sont présentés et discutés, dans la perspective de déterminer la meilleure méthode d'estimation du risque de fissuration et de comprendre l'influence relative des paramètres impliqués dans la fissuration par retrait empêché.

Grâce à ces approches, les effets des conditions extérieures sur la sensibilité à la fissuration sont étudiés. Quelques aspects des conditions du chantier sont reproduits. La condition initiale de la durée du coffrage (t_d), et la condition limite de l'humidité relative (HR) ambiante sont étudiées. Les BAP de cette partie sont soumis à trois HR différentes (30% ,50% et 70%) et à

trois td (16h, 24h et 48h). Les résultats obtenus vont aussi constituer un premier retour d'expérience pour la détermination d'une méthodologie visant à la détermination de la sensibilité à la fissuration des bétons.

8.1 Programme expérimental et méthodologie d'analyse des données

8.1.1 Méthodologie de détermination des données d'entrée

Selon l'approche adoptée pour la détermination de la sensibilité à la fissuration des différents bétons, des ensembles différents de données expérimentales sont nécessaires :

Approche qualitative : l'essai de retrait empêché à l'anneau est suffisant. Il faut simplement disposer de l'évolution de la déformation de l'anneau et l'enregistrement du temps de la fissuration, ces deux données sont suffisantes pour la détermination empirique d'un risque de fissuration.

Approche élastique : l'approche élastique peut désigner deux types de calcul :

La première consiste à déterminer, à partir de l'évolution du retrait libre et du module de Young la contrainte élastique comme étant le produit des deux valeurs précédentes. L'évolution temporelle des contraintes permettra une classification des bétons

La deuxième façon de faire est fondée sur les déformations enregistrées dans l'essai de l'anneau. L'équation (7) du chapitre 7 permet d'avoir l'évolution des contraintes maximales dans le béton à partir d'une analyse élastique de l'anneau en acier. Ces équations sont linéaires et garderont la même classification donnée par la déformation de l'anneau.

Approche viscoélastique : trois tests sont nécessaires : les mesures de retrait, la détermination de l'évolution du module de Young, et les déformations de l'anneau. Les résultats expérimentaux obtenus permettent de déterminer les données d'entrée du modèle utilisé, après leur traitement, qui représente la première étape du calcul. L'objectif est de déterminer les coefficients correspondant à chaque évolution: E_0 , K et λ pour le module de Young, A et B pour la déformation de l'anneau, pour le retrait les coefficients ε_∞ et N_s , puis la cinétique correspondant à l'anneau est déduite.

D'après les résultats du chapitre 4 de ce document, nous savons que la cinétique de séchage N_s dépend linéairement du carré du rayon de séchage

$$N_s = \alpha R_0^2 + \beta \quad (8-1)$$

α et β : coefficients de calibration. α est déduit à partir des mesures de retrait, β est pris égal à 8 à partir des résultats expérimentaux du chapitre 4. Ainsi la cinétique peut être exprimée dans notre cas par :

$$N_{s\ ring} = \left(\frac{N_s - \beta}{R_{0\ ring}^2} \right) R_0^2 + \beta \quad (8-2)$$

Pour notre configuration géométrique du matériel utilisé l'équation devient :

$$N_{s\ ring} = 4N_s - 24 \quad (8-3)$$

A partir de cette nouvelle cinétique, le retrait correspondant au rayon de séchage de l'anneau est déterminé. Pour des raisons de convergence du modèle mathématique, la forme hyperbolique est substituée par une forme logarithmique comme le montre la Figure 8-1.

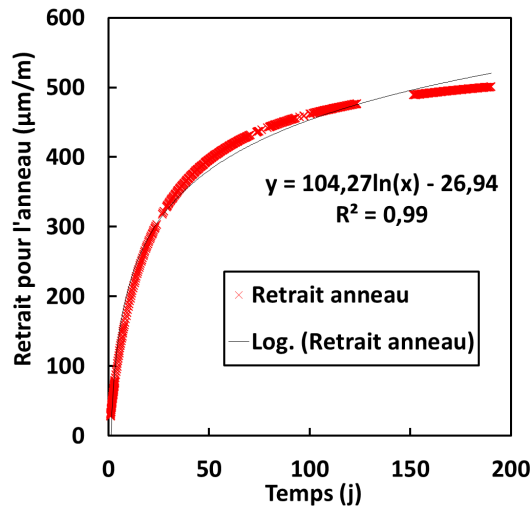


Figure 8-1 Exemple de la détermination des coefficients du modèle logarithmique destiné au calcul viscoélastique pour le retrait libre de l'anneau

Le modèle utilisé pour le module de Young est un modèle exponentiel à trois variables E_0 , K et λ . La Figure 8-2 présente un exemple où on peut comparer les résultats expérimentaux et la forme obtenue par notre modèle.

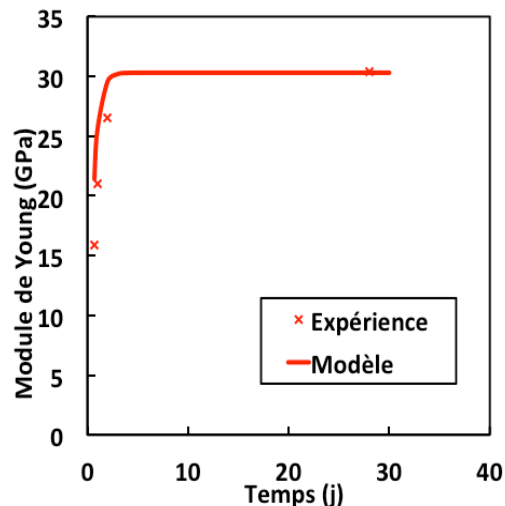


Figure 8-2 Exemple de la détermination des coefficients du modèle exponentiel destiné au calcul viscoélastique pour le module de Young

En ce qui concerne les déformations de l'anneau la théorie initiale de Grasley propose un modèle mathématique sous la forme d'une fonction puissance [56].

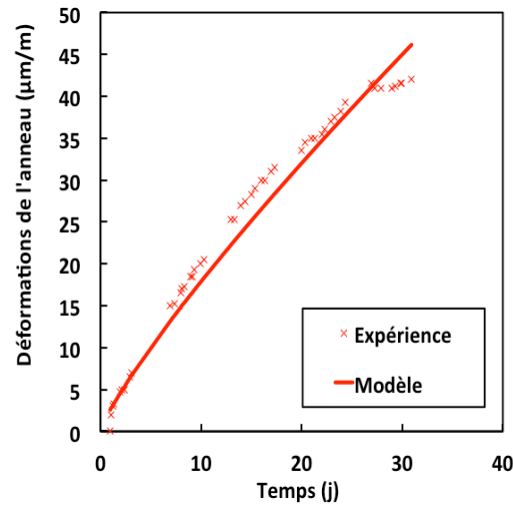


Figure 8-3 Exemple de la détermination des coefficients du modèle puissance destiné au calcul viscoélastique pour les déformations de l'anneau

La résistance à la traction représente un quatrième paramètre qui peut être utilisé en tant que critère de fissuration. Il n'est pas indispensable pour le calcul de la relaxation, ou des contraintes développées dans le béton. A partir des résultats expérimentaux disponibles pour 1, 2 7 et 28 jours un modèle mathématique de l'Eurocode 2 peut être utilisé pour obtenir l'évolution temporelle continue utilisée dans les calculs [82]. Ce calcul sera présenté dans le chapitre 10.

8.1.2 Programme expérimental

Pour rappel les conditions des essais en humidité relative et en durée du coffrage, en plus des formules de BAP utilisées dans cette partie sont toutes regroupées dans le Tableau 8-1.

Tableau 8-1 Récapitulatif des conditions d'essai et des BAP utilisés dans cette partie

	<i>HR=30%</i>	<i>HR=50%</i>	<i>HR=70%</i>
<i>td=16h</i>		BAP 40%	
<i>td=24h</i>	BAP 31% BAP46%	BAP 31% BAP 40% BAP46%	BAP 31% BAP46%
<i>td=48h</i>		BAP 40%	

8.2 Résultats et discussion

8.2.1 Approche expérimentale

8.2.1.1 Effet de l'humidité relative ambiante

Les contraintes maximales dans le béton peuvent être calculées à partir des déformations enregistrées dans l'anneau. Le résultat des calculs est présenté dans les Figures 8-4 et 8-5. Le classement obtenu est similaire à celui des déformations, puisque l'équation permettant le passage des déformations aux contraintes est linéaire avec une pente ne prenant en compte que les caractéristiques géométriques de l'anneau et son module d'élasticité. L'absence totale de coefficient traduisant le comportement du béton lui-même rend les résultats des contraintes calculées similaires à ceux des déformations. L'intérêt de cette méthode reste l'obtention de contraintes qu'on peut comparer aux résistances. Pour le BAP 46% la résistance à la traction est de l'ordre de 3 MPa, alors qu'à HR=30% le BAP fissure à plus de 5 MPa et qu'à HR=50% les contraintes dépassent cette valeur sans fissuration. Les mêmes tendances sont remarquées pour le BAP 31%. Ces comparaisons sont faites sans prise en compte de l'effet d'échelle ou de l'entaille qui diminuent de moitié la contrainte limite, et de la relaxation des contraintes.

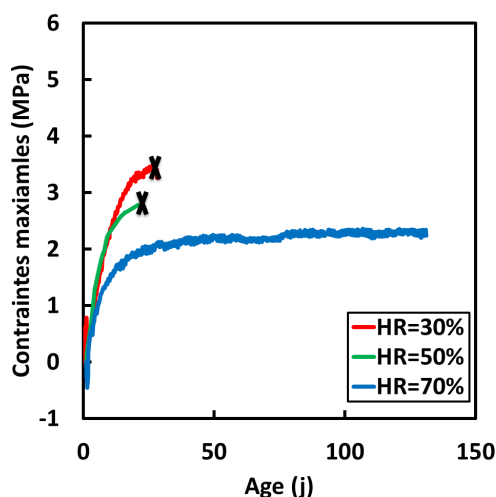


Figure 8-4 Evolutions des contraintes maximales du BAP 31% pour différentes humidités relatives ambiantes

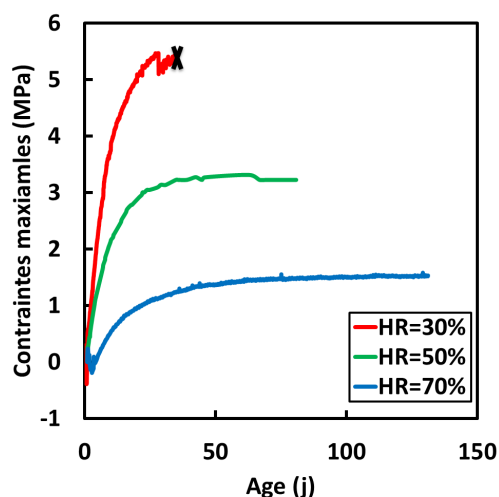


Figure 8-5 Evolutions des contraintes maximales du BAP 46% pour différentes humidités relatives ambiantes

8.2.1.2 Effet de la durée du coffrage

Pour les différentes durées de coffrage l'approche élastique ne permet pas d'expliquer la fissuration des bétons pour des contraintes avoisinant les 5 MPa à 50 jours (Figure 8-6). La résistance à la traction à 28 jours varie entre 2,55 et 3,64 MPa, sachant que son évolution est faible au delà de 28 jours. L'ordre de fissuration est non plus expliqué par cette approche. Les contraintes calculées pour les trois cas sont très proches, et ne permettent pas de faire une distinction pour classer les bétons selon leurs sensibilités à la fissuration. On note par contre que les conditions pour lesquelles le BAP fissure en premier sont les mêmes qui enregistrent des déformations de retrait plus importantes, comme c'est souligné dans le chapitre 5. Le

retrait important développé après un décoffrage tardif est dans cette étude le ou l'un des facteurs influençant d'une manière significative la sensibilité à la fissuration du BAP étudié.

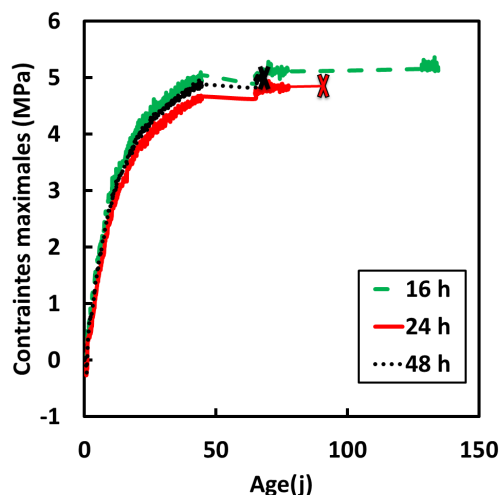


Figure 8-6 Evolutions des contraintes maximales du BAP 40% pour différents temps de décoffrage

8.2.2 Approche qualitative

8.2.2.1 Effet de l'humidité relative ambiante

Cette approche permet le calcul d'un indice à partir des résultats de l'essai à l'anneau. Il donne une classification des différents bétons selon la sensibilité à la fissuration. Il se base sur deux paramètres. Le premier représente la cinétique d'évolution de la déformation de l'anneau noté α . La Figure 8-7 donne un exemple du calcul de ce coefficient à partir des courbes de déformation de l'anneau en fonction de la racine carrée du temps. Plus l'humidité est basse plus ce dernier est important. Le deuxième paramètre est le temps critique t_{cr} qui correspond au temps de fissuration de l'anneau, ou au temps de l'arrêt de l'essai dans le cas de la non fissuration.

Le mode opératoire proposé par l'ASTM n'explique pas la méthode de calcul du coefficient α [161]. L'ambiguïté provient de la durée de mesure qui varie d'un essai à un autre, et que ces mesures de déformations tracées en fonction de la racine carrée du temps contiennent deux parties. Une première partie linéaire puis une deuxième partie qui tend vers une asymptote. Ainsi la valeur de α dépendra de la durée des mesures utilisée pour le calcul. Pour homogénéiser les calculs nous proposons de calculer ce coefficient à partir d'une base de calcul de 25 jours ($t^{0,5}=5 \text{ j}^{0,5}$), comme le montre la Figure 8-7.

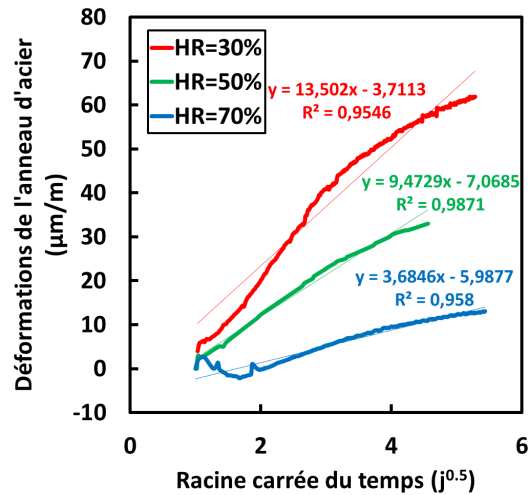


Figure 8-7 Exemple de calcul du coefficient α pour le BAP 46% à différentes humidités relatives

Les deux Tableaux 8-2 et 8-3 rassemblent les différents résultats obtenus par cette approche. Le rapport S/t_{cr} représente l'indice de fissuration. Plus il est bas plus le risque de fissuration est faible. Des intervalles pour la classification du risque de fissuration sont donnés par [179]. Ainsi on observe que le risque de fissuration est faible pour HR=70% pour les deux BAP, à cette humidité le retrait mesuré est bas ce qui explique les valeurs obtenues des déformations empêchées, et la faible sensibilité à la fissuration. Le risque est modéré bas pour HR =30%, ce résultat peut être lié à la cinétique rapide de retrait observée pour les faibles humidités relatives. Finalement, à HR=50% il est modéré bas pour le BAP 31% et bas pour le BAP 46%, les résultats de retrait ne permettent pas d'expliquer cette sensibilité à la fissuration et d'autres propriétés doivent être étudiées pour une meilleure compréhension.

On remarque que les résultats obtenus dans cette partie sont largement dépendants de l'humidité relative ambiante, non seulement au niveau des retraits mais aussi par rapport à la sensibilité à la fissuration. Ce résultat rend difficile l'accélération des essais de fissuration à l'anneau par la diminution de l'humidité relative, d'autant plus que la contribution relative des différents phénomènes influençant la fissuration dépend de la composition des bétons.

Tableau 8-2 Estimation du risque de fissuration du BAP 30% en fonction de l'humidité relative ambiante [179]

BAP 31%	30%	50%	70%
$\alpha (10^{-6}/j^{0.5})$	9,5	9,2	5,7
$t_{cr} (j)$	27	21	> 130
$q (KPa/j)$ [161]	169	185	46
$S/t_{cr} (KPa/j^2)$	6,3	8,8	< 0,4
Risque de fissuration	Moderate-low	Moderate-low	low

Tableau 8-3 Estimation du risque de fissuration du BAP 46% en fonction de l'humidité relative ambiante [179]

BAP 46%	30%	50%	70%
$\alpha (10^{-6}/j^{0.5})$	13,5	9,5	3,7
$t_{cr} (j)$	34	> 81	> 130
$q (KPa/j) [161]$	214	97	30
$S/t_{cr} (KPa/j^2)$	6,3	< 1,2	< 0,2
Risque de fissuration	Moderate-low	low	low

8.2.2.2 Effet de la durée du coffrage

La même approche est adoptée pour étudier l'effet de la durée du coffrage sur la fissurabilité des BAP. Selon les intervalles de [179] ce risque est bas dans les trois cas. Cependant, une classification peut être obtenue à partir du rapport S/t_{cr} . Ce dernier est croissant avec la durée du coffrage, ce qui est représentatif des résultats de l'essai, avec une sensibilité à la fissuration qui augmente avec la durée du coffrage (Tableau 8-4).

Tableau 8-4 Estimation du risque de fissuration du BAP 40% en fonction de la durée du coffrage [179]

BAP 40%	16h	24h	48h
$\alpha (10^{-6}/j^{0.5})$	11,7	11,5	11,6
$t_{cr} (j)$	> 133	99	67
$q (KPa/j) [161]$	94	107	131
$S/t_{cr} (KPa/j^2)$	< 0,7	1,1	2,0
Risque de fissuration	low	low	low

8.2.3 Approche quantitative

Cette approche contrairement aux deux précédentes permet la prise en compte du comportement viscoélastique du béton dans le calcul. Ainsi l'évolution du module de Young au sein du béton peut être déterminée.

8.2.3.1 Effet de l'humidité relative ambiante

8.2.3.1.1 Données d'entrée du modèle

Les résultats de mesures de retrait sont donnés dans le chapitre 5. Les coefficients N_s et ε_∞ en plus de la cinétique de retrait pour l'anneau sont donnés par le Tableau 8-5. Ces résultats ont été analysés dans le chapitre 5.

Tableau 8-5 Paramètres du calcul du retrait pour les BAP 31% et BAP 46% sous différentes humidités relatives

<i>HR</i>	BAP 31%		BAP 46%		
	30%	50%	30%	50%	70%
$\varepsilon_{\infty}(\mu m/m)$	879	590	674	827	490
$N_s(j)$	15,9	16,4	15,1	17,5	20,1
$N_{s\ ring}(j)$	39,6	41,6	36,5	46,1	56,5

Les résultats expérimentaux de l'évolution du module de Young sont la base des calculs pour identifier deux coefficients k pour l'amplitude et λ pour la cinétique. On y ajoute E_0 , le module de Young au début de l'essai ce qui est équivalent dans notre cas d'étude au module à 24 heures. Le Tableau 8-6 rassemble les différents résultats obtenus pour les deux BAP à 31% et 46% sous 30%, 50% et 70% d'humidité relative.

Tableau 8-6 Paramètres du calcul du module de Young pour les BAP 31% et BAP 46% sous différentes humidités relatives

<i>HR</i>	BAP 31%			BAP 46%		
	30%	50%	70%	30%	50%	70%
$E_0(GPa)$	21,0	20,7	27,0	18,6	13,7	20,4
k	1,48	1,45	1,2	1,42	1,86	1,45
λ	1,11	0,9	1,71	0,95	0,79	1,05

Les déformations de l'anneau sont présentées respectivement par les Figures 8-8 et 8-9, pour le BAP 31% et le BAP 46%. Plus l'humidité relative est élevée plus la déformation de l'anneau est faible. Cependant, l'impact de cette condition extérieure dépend de la composition du béton. En effet, la déformation du BAP 46% à $HR=70\%$ est inférieure à la moitié de celle à $HR=50\%$ et le tiers de celle à $HR=30\%$, tandis que pour le BAP 31% l'impact du gradient hydrique avec l'extérieur semble être plus faible. Ce résultat est explicable par la quantité importante de ciment contenue dans ce dernier béton. Il en résulte une formation plus importante des hydrates. La porosité est alors plus fine diminuant ainsi la dépendance du matériau envers l'humidité ambiante. Pour cet essai deux paramètres de calage sont calculés: A qui traduit l'amplitude, et B la cinétique des évolutions. Les résultats sont rassemblés dans le Tableau 8-7. On note l'absence de fissuration à $HR=70\%$ pour les deux BAP. A $HR=50\%$ le BAP 31% fissure contrairement au BAP 46%, alors que ce dernier est moins résistant, et fait plus de retrait. Pour $HR=30\%$ les deux BAP fissurent.

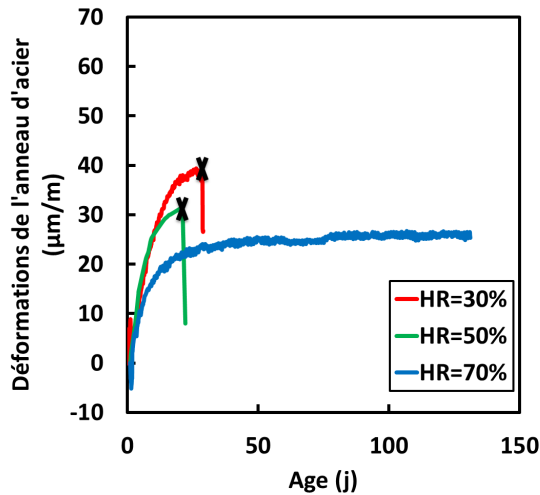


Figure 8-8 Evolutions des déformations de l'anneau du BAP 31% à différentes humidités relatives ambiantes

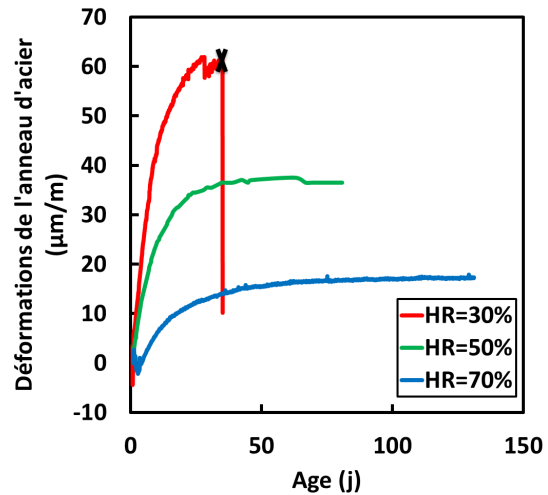


Figure 8-9 Evolutions des déformations de l'anneau du BAP 46% à différentes humidités relatives ambiantes

Tableau 8-7 Paramètres du calcul des déformations de l'anneau pour les BAP 31% et BAP 46% sous différentes humidités relatives

HR	BAP 31%			BAP 46%		
	30%	50%	70%	30%	50%	70%
$A(\mu m/m)$	9,52	9,17	5,71	13,50	9,47	3,68
B	0,55	0,61	0,49	0,52	0,36	0,89

8.2.3.1.2 Résultats et interprétations

Pour le BAP 31% sous HR=30% et HR=50% la relaxation reste du même ordre de grandeur, elle est légèrement plus faible pour l'humidité relative ambiante supérieure (Figure 8-10). Ce BAP est peu affecté par cette variation des conditions extérieures en ce qui concerne l'évolution temporelle de son module de Young. On peut considérer qu'un décoffrage à 24h et une exposition à HR=50% constituent des conditions sévères, et que le passage à HR=30% n'accélère pas l'évolution des phénomènes.

A partir du module de Young relaxé et des différentes données d'entrée du module, l'évolution des contraintes peut être calculée pour les différents points dans l'anneau. La Figure 8-11 représente une comparaison des contraintes sous les deux conditions extérieures ($r=c$). Il n'y a pas une différence significative entre les évolutions des deux contraintes.

Une comparaison entre les contraintes et l'évolution de la résistance à la traction moyennant un coefficient est effectuée. Ce dernier permet le passage de la résistance donnée par l'essai du fendage vers celle de l'anneau. Cette comparaison permet la détermination d'un temps de fissuration théorique. Il est de 19 jours à HR=30%, et de 21 jours à HR=50%. Il est différent de l'âge de fissuration observé expérimentalement (respectivement de 27 et 21 jours). En plus

la nature hétérogène du matériau étudié fait que le temps de fissuration mesuré peut différer lors d'essai de répétabilité [174].

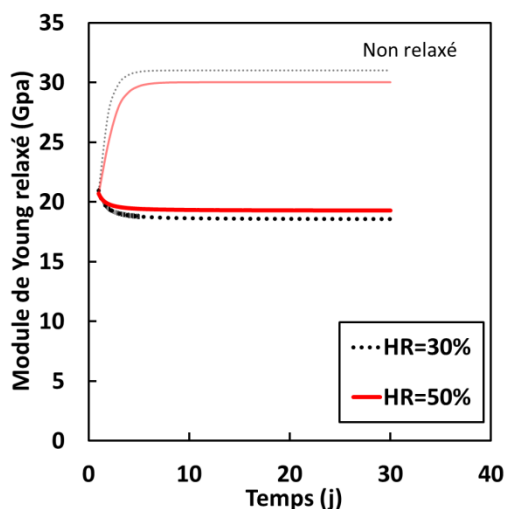


Figure 8-10 Evolution du module de Young relaxé dans l'anneau pour le BAP 31% à des humidités relatives différentes

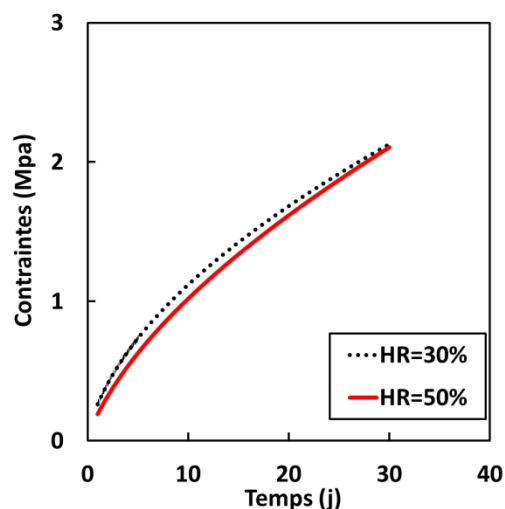


Figure 8-11 Evolution des contraintes réelles dans l'anneau pour le BAP 31% à des humidités relatives différentes

En ce qui concerne le BAP 46% on observe que la relaxation est décroissante en fonction de l'humidité relative ambiante. Cette évolution du module de Young impactera directement le comportement des bétons, puisque les contraintes calculées en prenant en compte le comportement viscoélastique sont plus faibles pour les humidités basses. La comparaison avec la résistance à la traction du béton prévoit le même ordre de sensibilité à la fissuration pour les trois humidités relatives. Avec une fissuration à 5 jours sous HR=30%, à 16 jours sous HR=50%, et une non fissuration sous HR=70%. Les valeurs des temps de fissuration calculés sont plus éloignées pour ce BAP. Ceci souligne l'impact de la nature de composition du béton sur cet essai. En effet, le degré d'empêchement du béton inclut la rigidité du béton, qui change avec la nature du béton étudié. Cette dépendance vis-à-vis la composition de l'essai n'est pas prise en compte dans nos calculs.

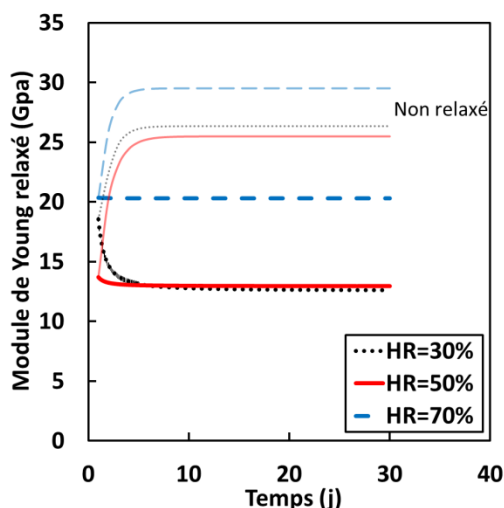


Figure 8-12 Evolution du module de Young relaxé dans l'anneau pour le BAP 46% à des humidités relatives différentes

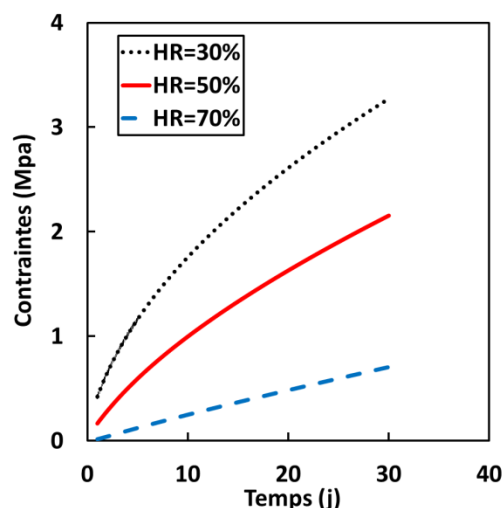


Figure 8-13 Evolution des contraintes réelles dans l'anneau pour le BAP 46% à des humidités relatives différentes

Une carte des contraintes peut être tracée, permettant l'observation de l'évolution spatio-temporelle des contraintes dans l'anneau. Pour le BAP 31%, cette carte est presque identique pour les deux humidités 30% (Figure 8-14) et 50% (Figure 8-15). Pour un séchage par le haut, il a été montré dans le chapitre précédent que ces contraintes sont supérieures à l'interface de contact acier béton ($r=0,12$ m), tendance qu'on confirme par ces deux figures.

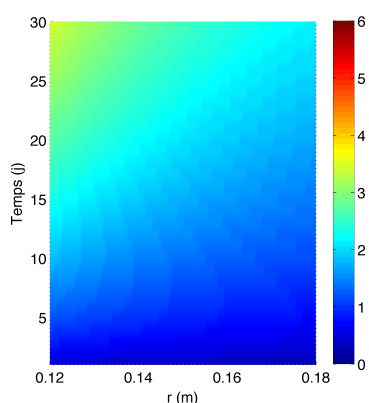


Figure 8-14 Carte des Contraintes dans l'anneau pour le BAP 31% à HR=30%

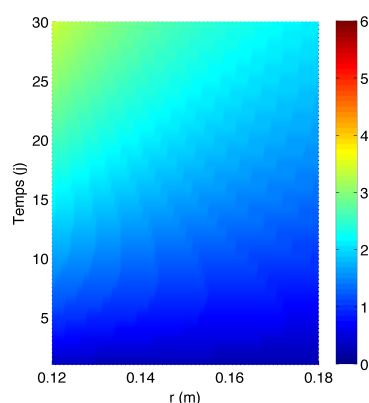


Figure 8-15 Carte des contraintes dans l'anneau pour le BAP 31% à HR=50%

Le BAP 46% est un béton plus sensible à la diminution de l'humidité relative externe que le BAP 31%, non seulement par rapport aux données de retrait et de déformations de l'anneau mais aussi par rapport aux contraintes. La carte des contraintes varie beaucoup sous les différentes humidités pour le BAP 46%. A HR=70% les contraintes ne dépassent pas 1 MPa (Figure 8-16), alors que pour HR=50% elles varient entre 1 MPa et 3 MPa selon le temps et l'espace (Figure 8-17). Sous les conditions plus sévères de HR=30% les contraintes maximales dans la zone de contact du béton avec l'acier, sont supérieures à 5 MPa (Figure 8-18). Dans ce dernier cas, l'évolution des contraintes dans le temps et l'espace est plus importante. Ces gradients élevés de contraintes impliqueront des déformations plus ou moins importantes selon l'emplacement, ce qui créera des déformations différentielles

pouvont accélérer la fissuration du béton. Dans les différents cas d'étude les cartes de contraintes représentent une forme similaire avec des différences d'amplitude.

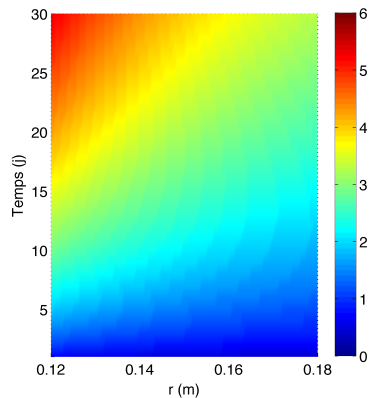


Figure 8-16 Carte des Contraintes dans l'anneau pour le BAP 46% à HR=30%

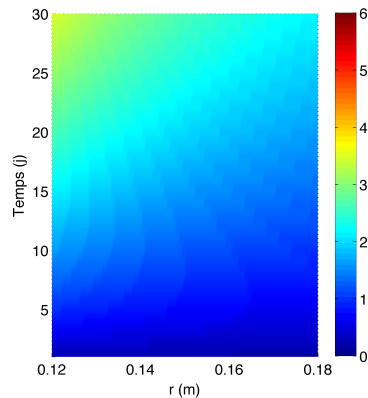


Figure 8-17 Carte des contraintes dans l'anneau pour le BAP 46% à HR=50%

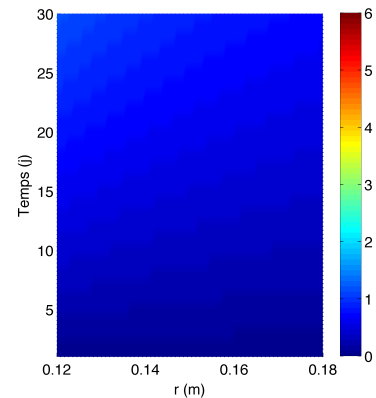


Figure 8-18 Carte des contraintes dans l'anneau pour le BAP 46% à HR=70%

La baisse de l'humidité relative externe entrainera des phénomènes moins connus et difficilement compréhensibles. Cette remarque est basée sur les résultats de retrait obtenus dans le chapitre 5, et sur les résultats de fissuration de l'anneau. En effet, même si le temps de fissuration du BAP 31% reste inférieur à celui du BAP 46% sous HR=30%, le risque de fissuration calculé par l'approche ASTM devient identique. On imagine bien dans d'autres cas de formulation une inversion de l'ordre du risque de fissuration des bétons par rapport à l'humidité ambiante. Ce résultat confirme la tendance obtenue pour le retrait, et confirme qu'à une humidité plus élevée, des phénomènes différents deviennent prédominants dans le comportement du matériau. L'une des conclusions importantes de cette étude est la nécessité de conserver la même humidité relative extérieure pour garantir un mode opératoire fiable, sans essayer de généraliser les résultats obtenus sur l'ensemble du domaine.

8.2.3.2 Effet de la durée du décoffrage

8.2.3.2.1 Données d'entrée du modèle

Pour l'étude de l'effet de la durée du coffrage la même approche est adoptée que précédemment. Les différents paramètres à extraire des courbes expérimentales sont calculés. Pour le retrait le Tableau 8-8 donne les amplitudes et les cinétiques du retrait. Le Tableau 8-9 quant à lui rassemble les données concernant le module de Young. Le coefficient E_0 représente dans cette partie la valeur mesurée lors du décoffrage à 16h, 24h et 48h.

Tableau 8-8 Paramètres de calcul du retrait pour le BAP 40% avec trois durées de coffrage différentes

	16h	24h	48h
$\varepsilon_{\infty}(\mu m/m)$	352	357	463
$N_s(j)$	14	22	30
$N_{s\ ring}(j)$	32	62	96

Tableau 8-9 Paramètres de calcul du module de Young pour le BAP 40% avec trois durées de coffrage différentes

	16h	24h	48h
$E_0 = E(t_0) \text{ (GPa)}$	18,2	21,8	29,3
k	1,86	1,54	1,30
λ	1,02	1,02	0,73

Les déformations de l'anneau enregistrées pour le décoffrage à des âges différents sont représentées dans la Figure 8-19. La forme des courbes pour les trois cas est presque similaire, malgré cela la rupture enregistrée des bétons se fait en premier pour le béton décoffré à 48h, puis celui à 24h. Le BAP décoffré à 16h ne fissure pas après presque cinq mois d'essai. Ces résultats rejoignent ceux du retrait qui étaient aussi défavorables pour les bétons décoffrés tardivement. Des résultats de la bibliographie confirment cette tendance observée, avec une augmentation du potentiel de fissuration des bétons avec la durée du coffrage [186].

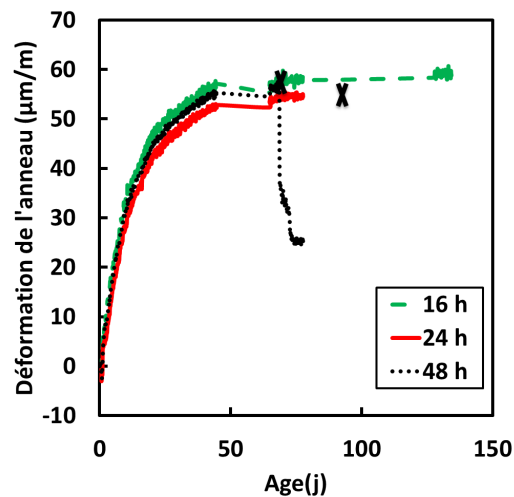
**Figure 8-19 Evolutions des déformations de l'anneau du BAP 40% pour des durées de coffrage différentes**

Tableau 8-10 Paramètres de calcul de la déformation de l'anneau pour le BAP 40% avec trois durées de coffrage différentes

	16h	24h	48h
A ($\mu\text{m/m}$)	9,07	6,55	7,95
B	0,53	0,61	0,56

8.2.3.2 Résultats et interprétations

Pour la durée du temps de coffrage, le calcul viscoélastique démontre que la relaxation des contraintes est plus importante pour le décoffrage précoce. Cette relaxation très importante et avec des différences très notables représente un autre facteur pouvant diminuer la sensibilité à la fissuration des BAP (Figure 8-20). Le calcul des contraintes reproduit la similarité des courbes de déformations de l'anneau, en proposant une évolution des contraintes presque similaire pour les trois durées de coffrage (Figure 8-21). Malgré des valeurs de contraintes proches, la fissuration des trois anneaux intervient en premier pour le décoffrage à 48h, puis celui à 24h, tandis que le béton décoffré à 16h n'a pas fissuré. L'aptitude à relaxer du béton décoffré tôt, que nous réussissons à estimer grâce à cette approche explique l'ordre de fissuration obtenu.

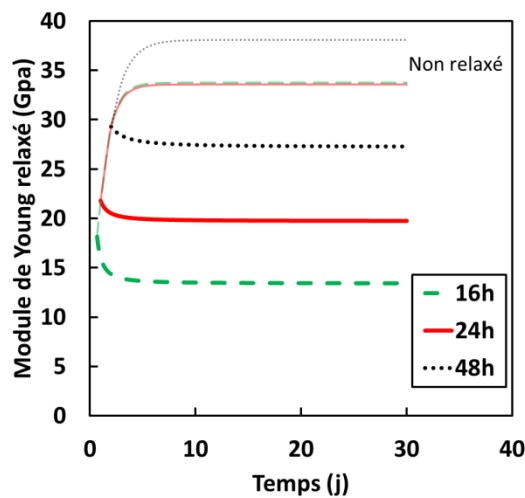


Figure 8-20 Evolution du module de Young relaxé dans l'anneau pour le BAP 46% à trois durées de coffrage

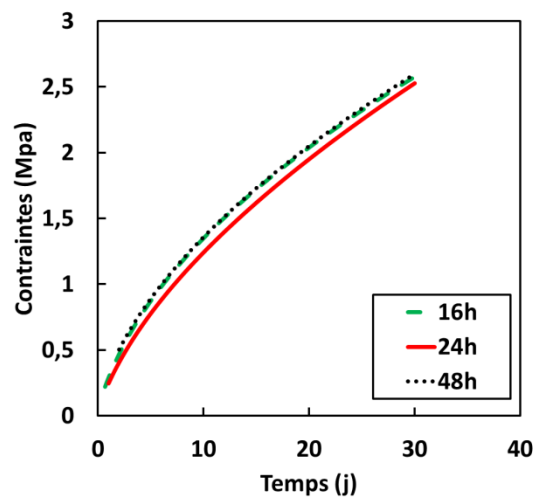


Figure 8-21 Evolution des contraintes réelles dans l'anneau pour le BAP 46% à trois durées de coffrage

Pour ces trois essais les cartes de contraintes sont dessinées et présentées dans les Figures 8-22 à 8-24. Les valeurs des contraintes ne varient pas beaucoup entre les trois cas, pour les différents rayons. La forme générale de ces cartes reste semblable à celle obtenue pour les différentes humidités relatives. Ceci s'explique par les données d'entrée du calcul: les déformations de l'anneau étaient peu sensibles à l'âge de décoffrage.

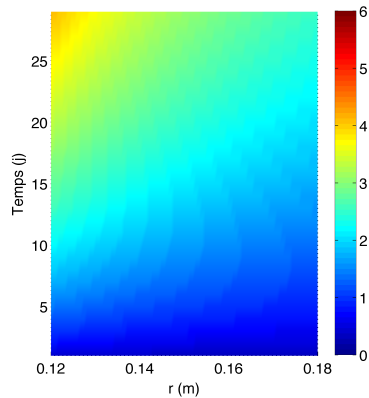


Figure 8-22 Carte des Contraintes dans l'anneau pour un décoffrage à 16h

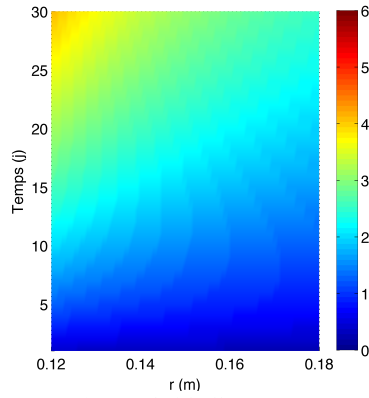


Figure 8-23 Carte des Contraintes dans l'anneau pour un décoffrage à 24h

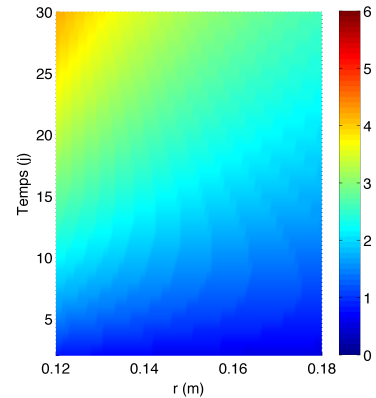


Figure 8-24 Carte des contraintes dans l'anneau pour un décoffrage à 48h

Tableau 8-11 Effet de la durée du coffrage sur le comportement global du BAP

<i>Durée du coffrage</i>	<i>Retrait</i>	<i>Perte de masse</i>	<i>Rayon des pores</i>	<i>Profondeur de carbonatation</i>	<i>Différence rayon des pores: milieu et bord</i>	<i>Module de Young</i>	<i>Fissuration</i>
16 h	+	+++	+++	+++	+++	+	+
24 h	++	++	++	++	++	++	++
48 h	+++	+	+	+	+	+++	+++

Pour une gâchée de béton donnée, la durée du coffrage influence les propriétés de la microstructure du béton. Ainsi, un décoffrage rapide entraîne une perte de masse plus grande. En effet, plus on décoffre tôt moins la réaction d'hydratation est avancée, et plus la quantité d'eau libre est importante, ce qui favorise le séchage. Lorsque le séchage (perte de masse) est plus rapide, nous constatons une différence plus importante entre les rayons des pores du centre et du bord de nos éprouvettes, due à une différence d'hydratation plus grande. Pour les mêmes raisons, nous remarquons que le rayon des pores est plus grand quand on décoffre à 16h. Cette différence de comportement peut représenter l'origine de la différence observée par rapport au comportement vis-à-vis de la fissuration. Nous résumons les conséquences d'un décoffrage précoce dans les points suivants :

- Un risque de carbonatation plus élevé.
- Des contraintes capillaires moins importantes selon la loi de Laplace, et par conséquent moins de retrait.
- Une capacité de relaxation plus importante, et un risque de macro-fissuration par conséquent amoindri.

Un décoffrage tardif des anneaux de retrait empêché peut être envisagé dans le futur comme une alternative d'accélération de l'essai. En effet, le début du séchage va coïncider avec une période où l'hydratation du béton est avancée, et où la rigidité est élevée. La quantité d'eau libre qui partira engendrera un retrait plus important dû à la finesse des pores. Sachant qu'à

déformation égale les contraintes engendrées sont plus importantes quand le module de Young est élevé. Ces aspects physiques font que le décoffrage tardif accélère le risque de fissuration dans notre étude.

8.3 Bilan

L'un des objectifs de ce chapitre est l'évaluation des trois approches d'exploitation des données de déformation de l'anneau pour l'estimation du risque de fissuration. D'après les résultats obtenus nous pouvons mieux comprendre l'intérêt et les limites de chaque méthode et les résumer de la manière suivante :

Approche expérimentale : elle consiste en une transformation linéaire de la déformation de l'anneau d'acier en contraintes dans le béton [23]. Elle est incapable d'expliquer la fissurabilité des BAP. De ce point de vue l'intérêt de cette méthode est très limité au fait de transformer les déformations en contraintes sans permettre de découpler les différentes composantes du comportement du béton.

Approche qualitative : elle se fonde sur un calcul permettant de quantifier la sensibilité relative à la fissuration des bétons, par le biais d'un indice obtenu à partir de la courbe de déformation de l'anneau et du temps de la fissuration. Elle permet la détermination d'un risque de fissuration selon des intervalles où se situe ce même indice. Les limites de ces intervalles sont déterminées d'une manière empirique à partir d'une base de données d'essais à l'anneau.

Approche viscoélastique : Elle permet de comprendre le comportement réel du béton sous empêchement à partir des données de retrait, de vieillissement et des déformations restreintes tirées de l'essai de l'anneau. Les calculs donnent l'évolution du module de Young au cours du temps, mettant en évidence la capacité de chaque béton à relaxer. Les contraintes réelles développées au sein du béton sont alors déduites. Les variations de la sensibilité à la fissuration d'un béton par rapport à un autre peuvent être maintenant être expliquées.

La première méthode ne semble pas apporter une valeur ajoutée par rapport aux données initiales pour déterminer le risque de fissuration, tandis que la deuxième approche permet la quantification de la sensibilité à la fissuration des bétons. La troisième quant à elle facilite la compréhension de la tendance des bétons à fissurer ou à ne pas fissurer. En ce qui concerne la suite des études, et au lieu d'opter pour une seule méthode, nous choisissons d'utiliser les deux dernières approches qui sont complémentaires pour aborder le sujet de la fissurabilité des BAP.

L'autre objectif de cette partie était d'évaluer l'intérêt de l'accélération des essais par diminution de l'humidité relative ambiante. On remarque qu'on peut avoir un impact différent selon la composition du béton utilisé. Ainsi, en passant d'une humidité donnée à une autre plus basse, on risque d'inverser l'ordre de classement des bétons par rapport à leur risque de fissuration. Par ailleurs une humidité trop élevée diminue considérablement le risque de fissuration et la classification des bétons devient impossible. Pour une même composition de béton la diminution de l'humidité relative ambiante augmente le risque de fissuration.

En ce qui concerne la durée du coffrage, nous obtenons un résultat à priori surprenant mais cohérent avec l'analyse du retrait. En effet, il a été démontré expérimentalement que le risque de fissuration augmente avec cette durée du coffrage pour le BAP étudié. Ceci est expliqué par la capacité du béton décoffré assez tôt de bien relaxer les contraintes. L'accélération des essais par un décoffrage tardif peut aussi être envisagée, surtout qu'elle est moins coûteuse que placer des anneaux dans une enceinte climatique spéciale à de humidités relatives très basses.

L'influence des conditions des essais sur le comportement à long terme des bétons a été analysée, que ce soit par rapport à l'humidité extérieure ou à la durée du coffrage. Suite à cette étude nous choisissons de fixer ces conditions pour la suite des expériences. On choisit pour les études qui vont suivre de décoffrer toutes les éprouvettes à 24 h, et de les placer sous une humidité relative de 50%.

Partie III: Chapitre 9

Sensibilité à la fissuration des bétons: influence de la formulation

Le ciment représente la source la plus importante des émissions en CO₂ et le plus cher des constituants du béton. Le passage vers des ECOBAP passe forcément par la diminution de sa quantité dans la formulation. Deux solutions existent. La première est la diminution du volume total de pâte et son remplacement par des granulats. Le problème de cette approche réside dans le fait que cette diminution dans la pâte implique une réduction au niveau de la fluidité. Des alternatives existent comme l'ajout de superplastifiant. Il augmente l'ouvrabilité mais pas d'une manière indéfinie et avec un risque de ségrégation. La deuxième possibilité réside dans la substitution directe du ciment par des additions comme le filler calcaire et les cendres volantes. Ce remplacement est régi par des normes et ne peut pas dépasser un pourcentage donné, puisque ces additions n'ont pas la même contribution à la résistance et à la durabilité que le ciment.

Dans ce chapitre l'influence des deux tendances de formulation sur la sensibilité à la fissuration est étudiée, à l'aide des outils numériques présentés dans le chapitre 7 et utilisés dans le chapitre 8. Ainsi, huit séries d'essais sont présentées et on peut les séparer en deux parties. La première consiste à étudier l'effet du volume de pâte et du squelette granulaire sur le risque de fissuration. La deuxième se consacre à l'étude de l'effet de la nature de pâte sur la sensibilité à la fissuration des BAP.

La première partie traitera directement de l'influence de la variation du volume de pâte sur le comportement à long terme des BAP en étudiant cinq formules de bétons. L'étude de l'influence de l'étendue granulaire sur la sensibilité à la fissuration est aussi présentée. L'élargissement de cette étendue granulaire permet l'optimisation du squelette granulaire en augmentant sa compacité, ce qui pour une fluidité donnée diminue le besoin en pâte du BAP. Une formulation combinant l'augmentation du D_{\max} et la diminution du volume granulaire est étudiée vis-à-vis la sensibilité à la fissuration.

La deuxième partie est consacrée à l'étude de l'effet de la nature de pâte en substituant du ciment par du filler calcaire dans trois séries d'essais, puis en le substituant par des cendres volantes dans une quatrième série d'essais. Le risque de fissuration est évalué dans les différentes études et le calcul viscoélastique nous permettra de comprendre les différents comportements.

Après la compréhension de l'influence de chaque méthode de formulation sur la sensibilité à la fissuration, la combinaison des deux peut être faite et une dernière partie y est consacrée. Deux séries d'essais sont étudiées, la première combinant la variation du volume de pâte et le changement de sa nature en ajoutant du filler calcaire. La deuxième série étudie l'influence de l'ajout de l'eau sur le comportement à long terme des BAP. Les conclusions générales portent sur les différents effets de la méthode de formulation sur le risque de fissuration des BAP.

9.1 Effet du volume de pâte

9.1.1 Etude de l'effet de la substitution du volume granulaire par de la pâte

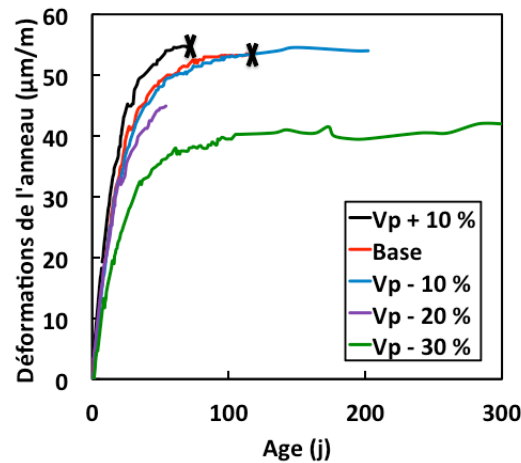


Figure 9-1 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet du volume de pâte

Les pentes initiales des courbes de déformation de l'anneau sont calculées et rassemblées dans le Tableau 9-1. La pente augmente en fonction du volume de pâte. Le risque de fissuration de ces cinq bétons reste bas, mais augmente avec le volume de pâte.

Tableau 9-1 Indicateurs du risque de fissuration pour la variation du volume de pâte

	Vp+10%	Base	Vp-10%	Vp-20%	Vp-30%
$\alpha (10^{-6}/j^{0.5})$	10,8	9,7	9,5	8,7	7,0
$t_{cr} (j)$	70	143	> 202	> 54	> 298
$q (KPa/j) (ASTM, n.d.)$	119	75	62	109	37
$S/t_{cr} (KPa/j^2)$	1,7	0,5	< 0,3	< 2,0	< 0,1
Risque de fissuration	low	low	low	low	low

L'effet du volume de pâte sur le retrait de dessiccation est mis en évidence à long terme à l'aide du model de Torben [87]. Ainsi, on peut constater à partir des résultats rassemblés dans le Tableau 9-2 que la substitution du volume de pâte par un volume granulaire diminue son retrait à long terme. Ce résultat est explicable par le fait que la plus grande partie du retrait du béton est dû à celui de la pâte, il est donc normal d'avoir plus de retrait quand on a plus de pâte [10]. Cependant, il est plus difficile de dégager une tendance pour le coefficient N_s . Cela est cohérent avec la composition identique de la pâte des cinq bétons. La rigidité du matériau diminue en fonction du volume de pâte comme le montrent les valeurs du module de Young lors du décoffrage E_0 . Les déformations de l'anneau enregistrent la même tendance que celle du retrait libre. On observe ainsi un retrait empêché qui augmente en fonction du volume de pâte de la composition (Figure 9-1).

Tableau 9-2 Paramètres de calcul pour l'étude de l'effet du volume de pâte

	Vp+10%	Base	Vp-10%	Vp-20%	Vp-30%
$\varepsilon_{\infty}(\mu m/m)$	553	551	466	436	362
$N_s(j)$	19,8	21,3	18,7	20,7	14,7
$N_{s\ ring}(j)$	55,2	61,2	51,0	58,8	34,8
$E_0(GPa)$	24,47	30,66	28,83	30,47	32,47
K	1,18	1,11	1,16	1,19	1,16
λ	1,74	1,16	1,76	1,8	1,95
$A(\mu m/m)$	8,69	5,2	6,05	5,09	3,73
B	0,46	0,59	0,54	0,59	0,58

Le calcul viscoélastique permet d'obtenir le module de Young relaxé et les contraintes tangentielles dans l'anneau. Les contraintes suivent les tendances expérimentales des déformations enregistrées, à savoir des contraintes plus importantes pour le BAP Vp+10%, et plus faibles pour le BAP Vp-30%. Les trois BAP intermédiaires semblent développer les mêmes contraintes (Figure 9-2). La Figure 9-3 présente les évolutions du module de Young relaxé sous les conditions d'empêchement de l'anneau. On observe un module de Young relaxé final décroissant en fonction du volume de pâte. L'effet de la relaxation est donc plus important pour les compositions avec un volume de pâte plus grand. Les résultats expérimentaux de l'anneau montrent une sensibilité à la fissuration supérieure pour les BAP avec un volume de pâte important. Ceci s'explique par le retrait élevé développé par ces compositions, et leurs résistances plus faibles. La rigidité plus faible et la relaxation plus importante ne sont pas suffisantes dans ce cas pour inverser la classification. Cette compétition entre ces phénomènes est observable pour les trois BAP intermédiaires qui développent presque les mêmes contraintes, malgré les différences enregistrées dans leurs propriétés mécaniques.

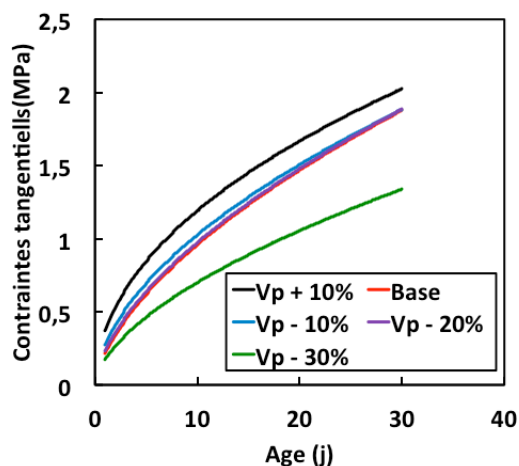


Figure 9-2 Contraintes tangentielles réelles pour la variation du volume de pâte

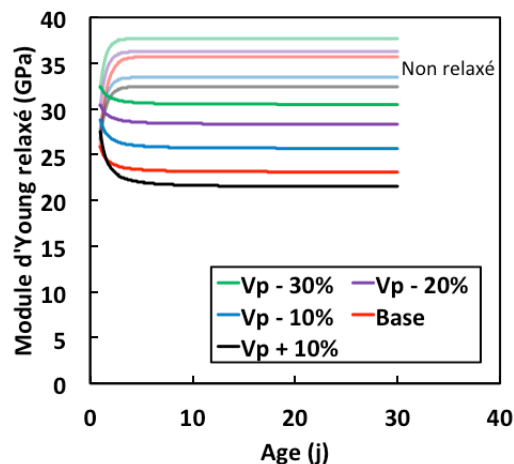


Figure 9-3 Module de Young relaxé pour la variation du volume de pâte

9.1.2 Etude de la diminution du volume de la pâte couplée à l'augmentation du D_{\max}

La nature des granulats affecte la sensibilité à la fissuration des bétons. On préconise de choisir des granulats avec un faible module de Young pour réduire cette sensibilité [187]. En ce qui nous concerne, on étudie ici seulement l'impact du squelette granulaire. L'augmentation du D_{\max} dans ce cas d'étude fournit un retrait à long terme et une rigidité plus élevés, comme expliqué dans le chapitre 6 et présenté dans le Tableau 9-1. A volume de pâte constant, l'optimisation du squelette granulaire et l'augmentation du D_{\max} se traduisent par une augmentation de l'EMP donc de l'amplitude du retrait. La diminution du volume de pâte couplée à l'optimisation du squelette granulaire se traduit par une augmentation de la quantité de superplastifiant. Au final, cela diminue le retrait de dessiccation, et donne une rigidité plus faible lors du décoffrage. Ces résultats sont dus à l'effet retardateur de l'adjuvant. Les courbes de déformations à l'anneau présentent des amplitudes plus importantes pour les deux BAP à $D_{\max}=22$, comme le montre la Figure 9-4.

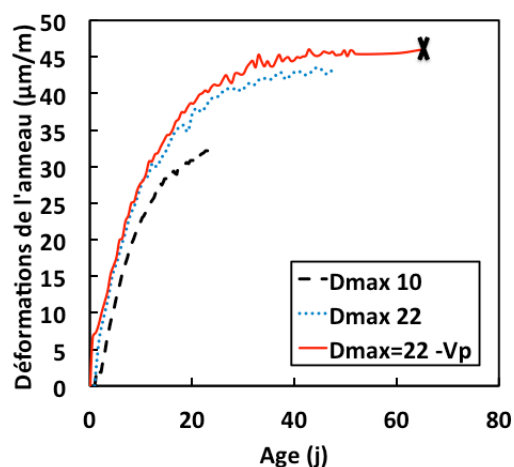


Figure 9-4 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet du D_{\max}

L'indicateur du risque de fissuration calculé prévoit un risque de fissuration modéré-bas pour le BAP $D_{max}=10$, à cause du temps critique faible de cette formule. Ce risque est bas pour les deux BAP à $D_{max}=22$ (Tableau 9-3).

Tableau 9-3 Indicateurs du risque de fissuration pour l'étude de l'effet du D_{max}

	$D_{max}=10$	$D_{max}=22$	$D_{max}=22-Vp$
$\alpha (10^{-6}/j^{0.5})$	9,0	8,8	9,0
$t_{cr} (j)$	> 25	> 48	65
$q (KPa/j) (ASTM, n.d.)$	168	117	195
$S/t_{cr} (KPa/j^2)$	< 6,8	< 2,5	1,6
Risque de fissuration	Moderate-low	low	low

Tableau 9-4 Paramètres de calcul pour l'étude de l'effet du D_{max}

	$D_{max}=10$	$D_{max}=22$	$D_{max}=22 Vp-40l$
$\varepsilon_{\infty}(\mu m/m)$	698	760	542
$N_s(j)$	23	17	29
$N_{s\ ring}(j)$	68	44	92
$E_0(GPa)$	16	20.7	8.7
K	2.1	2.03	4.04
λ	0.68	0.59	0.51
$A(\mu m/m)$	4.32	10.46	16.95
B	0.67	0.39	0.49

Les résultats du calcul viscoélastique montrent que la relaxation est plus importante pour les bétons à D_{max} élevé, alors que le BAP $D_{max}=10$ ne relaxe presque pas (relaxation inférieure à 1GPa) comme le montre la Figure 9-6. Ce résultat est en accord avec le calcul du coefficient de relaxation en traction fait par Dittmer [188], et présenté dans la Figure 9-7. On y voit que l'augmentation de l'étendue granulaire augmente ce coefficient. Les contraintes calculées jusqu'à 30 jours montrent des contraintes du même ordre de grandeur, la courbe du BAP $D_{max}=10$ croise les deux autres courbes et les dépasse (Figure 9-5). La sensibilité à la fissuration plus élevée pour cette dernière formule est explicable par ses valeurs faibles de relaxation et de résistance. Ainsi, l'approche de formulation proposée pour réduire le risque de fissuration semble validée, puisque le risque de fissuration est plus faible pour la composition $D_{max}=22-Vp$. Ce résultat est obtenu malgré la résistance faible de cette composition et les effets retardateurs du superplastifiant, car la relaxation qu'il développe est supérieure comparée aux deux autres formules.

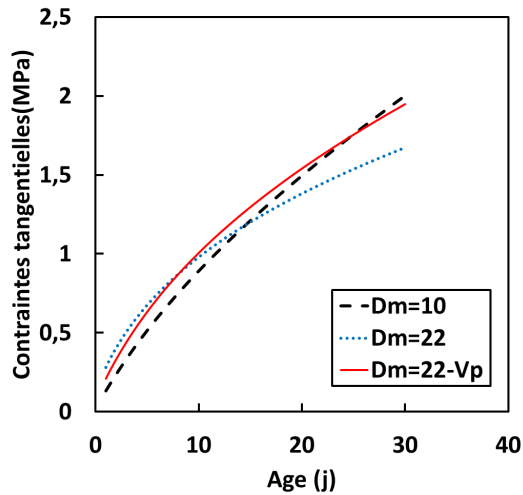


Figure 9-5 Contraintes tangentielles réelles pour l'étude de l'effet du D_{\max}

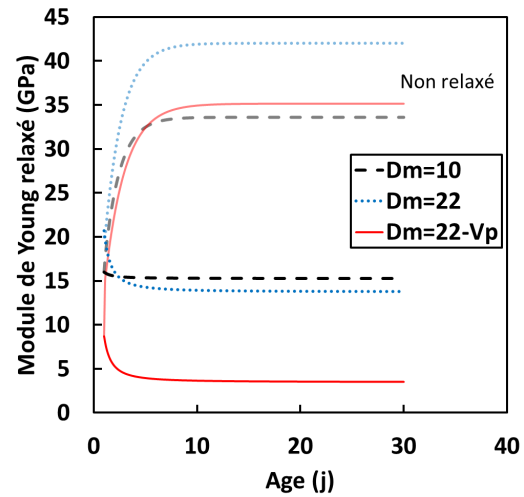


Figure 9-6 Module de Young relaxé pour l'étude de l'effet du D_{\max}

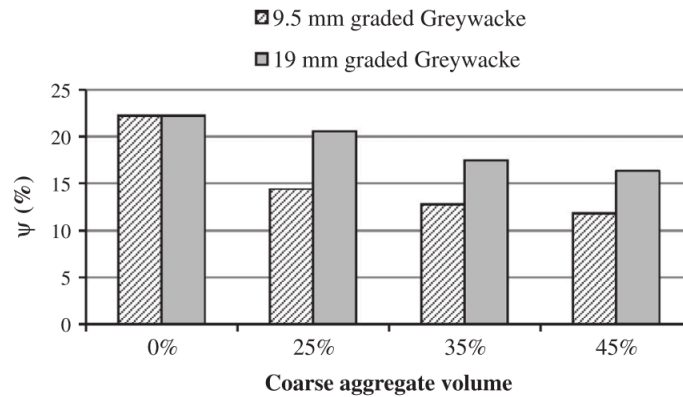


Figure 9-7 Coefficient de la relaxation en traction à 7 jours pour deux bétons avec deux coupures granulaires [188]

9.2 Effet de la nature de pâte

9.2.1 Influence de la proportion de filler calcaire

9.2.1.1 Etude préliminaire

Le calcul empirique du risque de fissuration montre que les deux BAP ont un risque de fissuration bas, ce qui est dû à leurs temps critiques élevés (Tableau 9-5). Le calcul de contraintes basées sur les déformations expérimentales de l'anneau, donne des valeurs plus élevées pour le BAP R contenant plus ciment ce qui rejoint les résultats de la première étude.

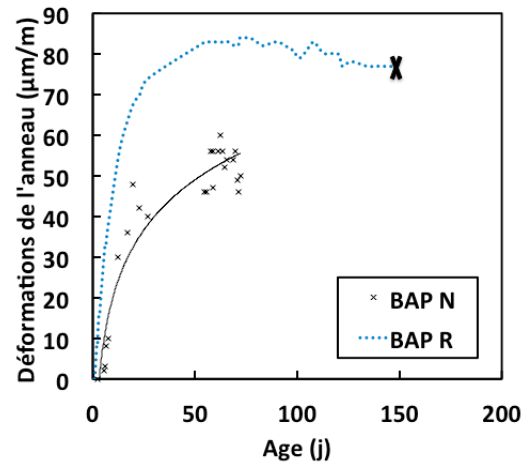


Figure 9-8 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire

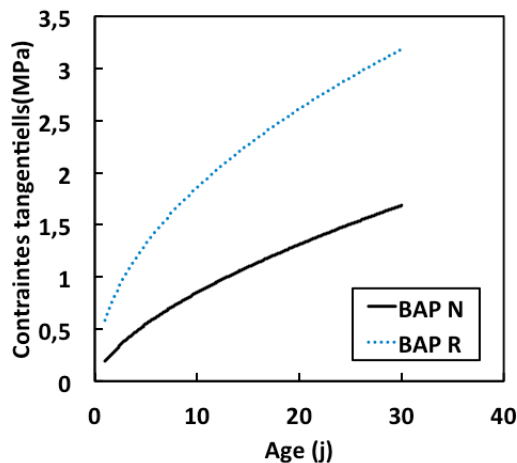
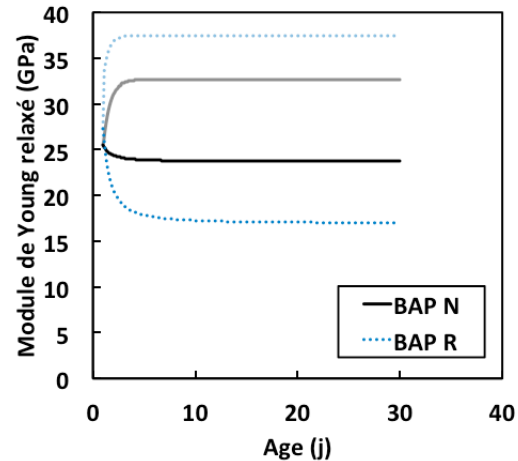
Tableau 9-5 Indicateurs du risque de fissuration pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire

	BAP N	BAP R
$\alpha (10^{-6}/j^{0.5})$	18,6	16,1
$t_{cr} (j)$	170	154
$q (KPa/j) (ASTM, n.d.)$	132	120
$S/t_{cr} (KPa/j^2)$	0,8	0,8
Risque de fissuration	low	low

L'étude des deux BAP a pour objectif de confirmer les tendances expérimentales observées dans le paragraphe précédent. Les données d'entrée du calcul viscoélastique sont rassemblées dans le Tableau 9-6 et les déformations des anneaux sont données par la Figure 9-8. La même tendance est observée pour le retrait, où le BAP N possédant une teneur en filler plus grande développe plus de retrait de dessiccation et moins de rigidité.

Tableau 9-6 Paramètres de calcul pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire

	BAP N	BAP R
$\varepsilon_{\infty}(\mu m/m)$	511	466
$N_s(j)$	15,8	15,4
$N_{s\ ring}(j)$	35,2	37,7
$E_0(GPa)$	25,5	27,3
K	1,28	1,37
λ	1,5	2,05
$A(\mu m/m)$	1,64	7,63
B	0,99	0,72

**Figure 9-9 Contraintes tangentielles réelles pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire****Figure 9-10 Module de Young relaxé pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire**

La relaxation est plus élevée dans le BAP R que dans le BAP N ce qui est expliqué par le fait que le BAP N n'est pas soumis à des contraintes suffisantes pour engendrer une importante dégradation mécanique.

9.2.1.2 Projet ECOBAP

Des études antérieures montrent que la substitution du ciment par du filler calcaire impacte le comportement des bétons par rapport à la fissuration. Ainsi, Esping confirme que le filler calcaire diminue de 20% la tendance à la fissuration plastique [189], et plusieurs autres études fondent leurs raisonnements sur le fait que la teneur élevée en ciment augmente le retrait endogène, ce qui fait augmenter le risque de fissuration [21] [22] [23] [24]. Dans notre cas c'est le comportement à long terme qui est étudié, et nous ne savons pas si nous allons retrouver la même tendance. Pour cela les trois formulations présentées auparavant sont soumises à l'essai de fissuration à l'anneau, et les résultats des déformations tangentielles sont présentés dans la Figure 9-11. Le risque de fissuration calculé à partir de ces résultats estime

que le risque est bas pour le BAP avec un taux élevé de filler calcaire, tandis qu'il est modéré-bas pour les deux autres compositions comme le montre le Tableau 9-7.

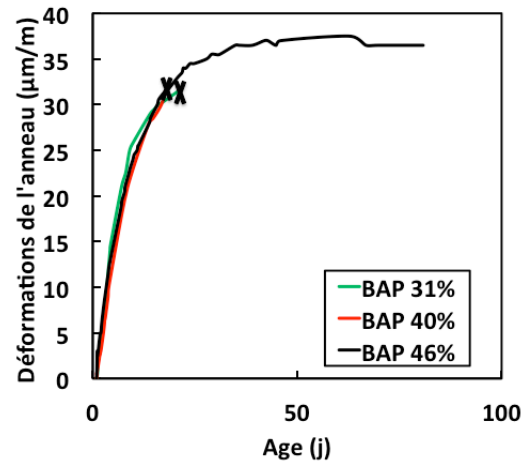


Figure 9-11 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire

Tableau 9-7 Indicateurs du risque de fissuration pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire

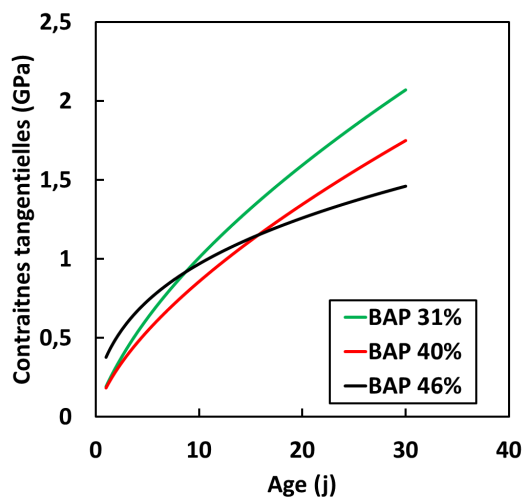
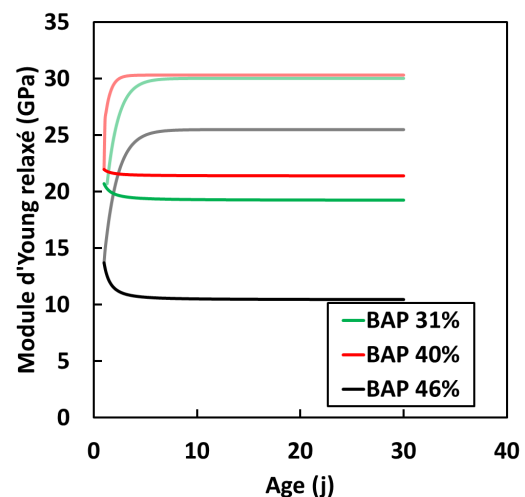
	BAP 31%	BAP 40% (réf)	BAP 46%
$\alpha (10^{-6}/j^{0.5})$	9,0	10,4	8,8
$t_{cr} (j)$	22	20	80
$q (KPa/j) (ASTM)$	178	214	91
$S/t_{cr} (KPa/j^2)$	8,1	10,7	1,1
Risque de fissuration	Moderate-low	Moderate-low	low

L'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire est étudié dans cette partie. Le retrait de dessiccation à long terme augmente avec la proportion de l'addition. Le raisonnement classique prévoit un risque de fissuration plus élevé pour les bétons faisant plus de retrait et ayant des résistances plus faibles. Ceci correspond dans notre cas d'étude au BAP 46% qui au contraire ne fissure pas (Figure 9-11). Les différents paramètres du calcul viscoélastique sont rassemblés dans le Tableau 9-8.

Tableau 9-8 Paramètres de calcul pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire

	BAP 31%	BAP 40%	BAP 46%
$\varepsilon_{\infty}(\mu m/m)$	590	809	827
$N_s(j)$	16,4	20,1	17,5
$N_{s\ ring}(j)$	41,6	56,4	46
$E_0(GPa)$	20,7	22,0	13,7
K	1,45	1,38	1,86
λ	0,9	1,86	0,79
$A(\mu m/m)$	5,41	3,97	4,98
B	0,61	0,64	0,65

Le calcul viscoélastique permet la compréhension de la diminution du risque de fissuration quand on substitue du ciment par du filler calcaire, même cette action diminue la résistance du béton. En effet, le BAP 46% développe un taux élevé de relaxation comparé aux autres formules (Figure 9-13). Ce résultat permet le calcul des contraintes qui sont présentées dans la Figure 9-12, on remarque qu'à 30 jours elles diminuent en fonction du pourcentage de filler (Figure 9-12). Cette approche permet donc l'accès à la notion de relaxation qui est élevée pour le BAP 46%, et qui permet la compréhension de la classification des bétons selon leur risque de fissuration.

**Figure 9-12 Contraintes tangentielles réelles pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire****Figure 9-13 Module de Young relaxé pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire**

9.2.2 Comparaison de l'effet du filler calcaire et des cendres volantes

Les résultats disponibles dans la base de données du laboratoire sont utilisés dans cette partie pour étudier l'influence de la nature de l'addition utilisée pour la substitution partielle du ciment [12]. Les deux additions de cette étude sont le filler calcaire et les cendres volantes. Les données d'entrée du calcul viscoélastique sont rassemblées dans le Tableau 9-10.

Pour le filler calcaire les résultats rejoignent ceux des deux paragraphes précédents. La Figure 9-14 présente les déformations de l'anneau, où le BAP sans addition fissure en premier. Ce résultat est quantifié par le calcul du risque de fissuration qui montre que ce dernier diminue quand le ciment est remplacé par du filler (Tableau 9-9). On passe ainsi d'un risque modéré-bas pour les BAP $A/C=0$ et $A/C=0,35$ à un risque bas pour le BAP à $A/C=0,7$. Le calcul viscoélastique montre que les contraintes tangentielles développées dans l'anneau sont supérieures pour le BAP sans addition ce qui explique sa fissuration rapide (Figure 9-15). On remarque que la relaxation est presque du même ordre, avec une valeur supérieure pour le BAP $A/C=0,7$ (Figure 9-16).

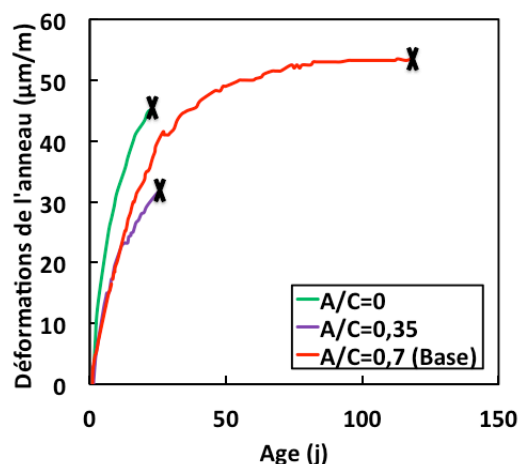


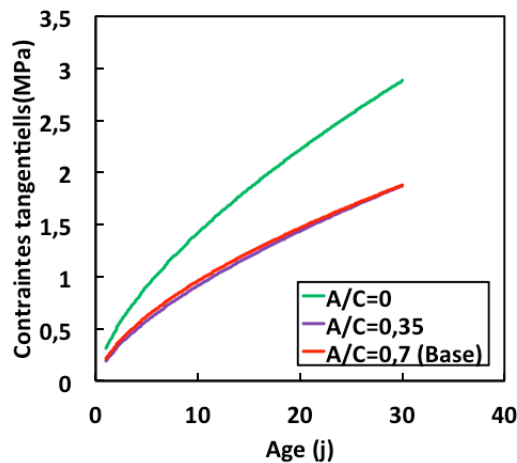
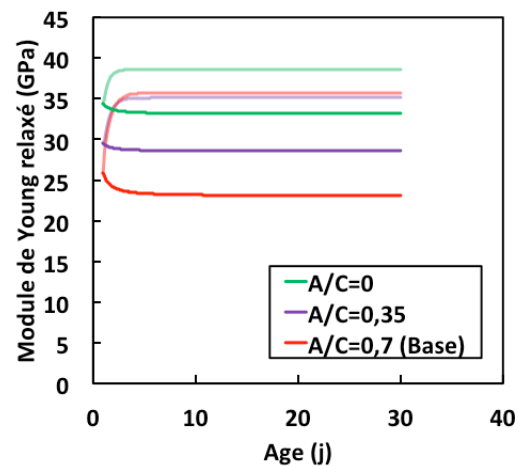
Figure 9-14 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire

Tableau 9-9 Indicateurs du risque de fissuration pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire puis par des cendres volantes

A/C	0	0,35	0,7 (Base)
$\alpha (10^{-6}/j^{0,5})$	12,0	8,0	9,7
$t_{cr} (j)$	24	26	143
$q (KPa/j) (ASTM, n.d.)$	226	144	75
$S/t_{cr} (KPa/j^2)$	9,4	5,5	0,5
Risque de fissuration	Moderate-low	Moderate-low	low

Tableau 9-10 Paramètres de calcul pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire puis par des cendres volantes

	$A/C=0$	Filler calcaire		Cendres volantes	
		$A/C=0,35$	$A/C=0,7$ (Base)	$A/C=0,29$	$A/C=0,57$
$\varepsilon_x(\mu m/m)$	797	734	551	717	722
$N_s(j)$	21,7	22,3	21,3	18,2	17,5
$N_{s\ ring}(j)$	60,28	65,28	61,24	48,92	46
$E_0(GPa)$	34,5	29,5	30,7	26,4	25,2
K	1,12	1,19	1,11	1,41	1,35
λ	1,17	1,7	1,16	1,29	1,29
$A(\mu m/m)$	6,59	4,24	5,2	11,2	8,13
B	0,64	0,64	0,59	0,48	0,53

**Figure 9-15 Contraintes tangentielles réelles pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire****Figure 9-16 Module de Young relaxé pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par du filler calcaire**

En ce qui concerne la substitution du ciment par des cendres volantes, les déformations de l'anneau sont données par la Figure 9-17. La fissuration pour le BAP $A/C=0$ apparaît rapidement à 24 jours, puis celle du BAP $A/C=0,29$ à 44 jours, tandis que le BAP $A/C=0,57$ ne fissure pas après 224 jours. Ce résultat expérimental montre la même tendance que celle obtenue par l'addition filler calcaire. Ainsi, la diminution de la teneur en ciment des compositions de béton et son remplacement par des cendres volantes repousse le temps de fissuration des anneaux. Le calcul du risque de fissuration donné dans le Tableau 9-11 confirme ces observations avec un indice de fissuration qui diminue quand le taux de cendres volantes augmente.

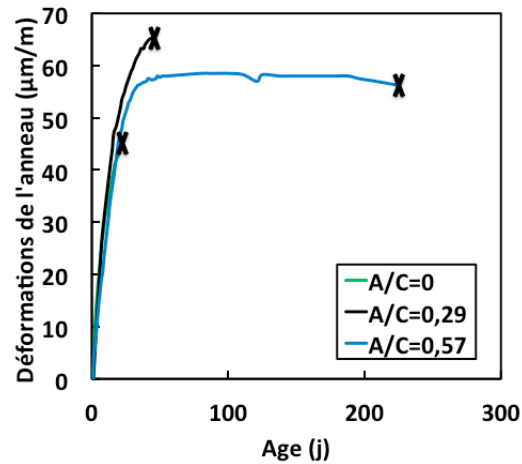


Figure 9-17 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par des cendres volantes

Tableau 9-11 Indicateurs du risque de fissuration pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par des cendres volantes

A/C	0	0,29	0,57
$\alpha (10^{-6}/j^{0.5})$	12,0	13,6	13,0
$t_{cr} (j)$	24	44	224
$q (KPa/j) (ASTM, n.d.)$	226	190	80
$S/t_{cr} (KPa/j^2)$	9,4	4,3	0,4
Risque de fissuration	Moderate-low	Moderate-low	low

Le calcul viscoélastique des contraintes montre que le BAP avec la plus haute teneur en cendres volantes développe les contraintes les plus faibles (Figure 9-18), et la relaxation la plus grande à côté du BAP A/C=0,29 (Figure 9-19). Ces calculs permettent de comprendre la non fissuration du BAP A/C=0,57. La substitution du ciment par du filler ou des cendres volantes donne le même résultat, à savoir la diminution de la sensibilité à la fissuration.

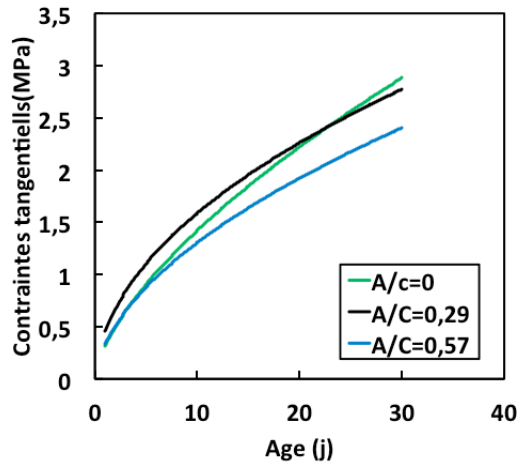


Figure 9-18 Contraintes tangentielles réelles pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par des cendres volantes

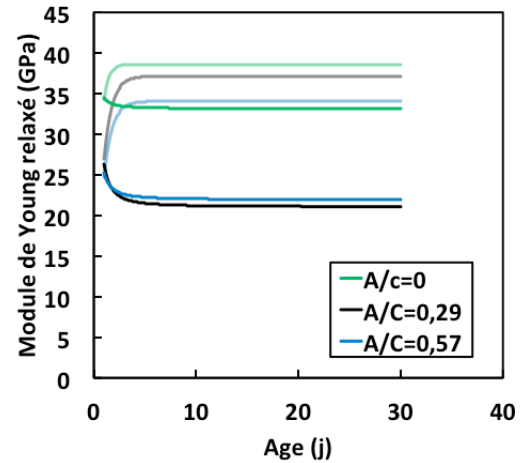


Figure 9-19 Module de Young relaxé pour l'étude de l'effet de la substitution du ciment par des cendres volantes

9.3 Effet du couplage des variations de volume et de nature de la pâte

Dans ce paragraphe l'effet du couplage entre le volume de pâte et la nature de pâte est étudié avec deux séries expérimentales. On fait varier le volume granulaire en changeant la quantité du filler dans la première série, alors que dans la deuxième on fait changer la quantité d'eau dans la composition. La formulation du béton A+44% correspond au volume de pâte $V_p+10\%$ et A-44% à $V_p-10\%$.

Pour la première étude, en plus du fait que le BAP A-44% développe un retrait plus important, on remarque que ses déformations enregistrées lors de l'essai à l'anneau sont aussi plus grandes (Figure 9-20). La fissuration ne survient pas pendant toute la durée des essais pour le béton A-44%, ce qui explique le faible risque de fissuration calculé dans le Tableau 9-12.

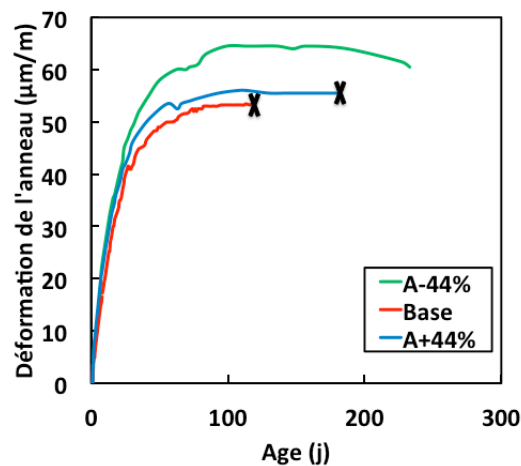


Figure 9-20 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet de la variation du volume et de la nature de pâte (Filler calcaire)

Tableau 9-12 Indicateurs du risque de fissuration pour l'étude de l'effet de la variation du volume de pâte et de la nature de pâte (Filler calcaire)

	A-44%	Base	A+44%
$\alpha (10^{-6}/j^{0.5})$	11,2	9,7	10,2
$t_{cr} (j)$	> 233	143	181
$q (KPa/j) (ASTM, n.d.)$	68	75	70
$S/t_{cr} (KPa/j^2)$	< 0,3	0,5	0,4
Risque de fissuration	low	low	low

Le Tableau 9-13 rassemble les données d'entrée calculées pour les cinq BAP utilisés. L'augmentation du volume de pâte par le biais du filler conduit à une diminution du retrait à long terme mais à une cinétique plus importante. Tandis que son augmentation par de l'eau conduit à un retrait à long terme plus important puisque la quantité d'eau libre disponible pour le séchage est tout simplement plus importante.

Tableau 9-13 Paramètres de calcul pour l'étude de l'effet de la variation du volume de pâte et de la nature de pâte

	A-44%	A+44%	Vp(Base)	E +20l	E+40l
ε_{∞}	628	493	551	602	677
N_s	25	19	21	23	22
$N_{s \text{ ring}}$	76	52	61	68	63
E_0	22,2	22,9	30,7	26,0	26,7
K	1,34	1,35	1,11	1,3	1,23
λ	0,99	1,2	1,16	1,2	1,23
A	7,83	8,56	5,2	5,98	6,61
B	0,52	0,47	0,59	0,56	0,52

Le BAP A+44% avec un volume de pâte et un taux de filler importants développe plus de relaxation que les deux autres formules comme le montre la Figure 9-22. Ce résultat est la combinaison des deux conclusions précédentes à savoir l'effet du volume de pâte et de la nature de la pâte. En effet, l'augmentation du volume de pâte ou celle de la teneur en addition s'accompagne par une augmentation dans la relaxation si les contraintes sont assez importantes. Il est donc cohérent qu'un béton qui couple les deux variations en même temps développe une relaxation plus importante. Pour les contraintes développées le raisonnement sera plus difficile à mener puisque la diminution du volume granulaire conduit à l'augmentation des contraintes, alors que l'augmentation de la teneur en filler calcaire conduit dans les trois séries d'essai à des contraintes plus faibles. Ceci explique l'ordre obtenu sur les

contraintes calculées suite à l'effet combiné du changement du volume de pâte et du taux d'additions (Figure 9-21).

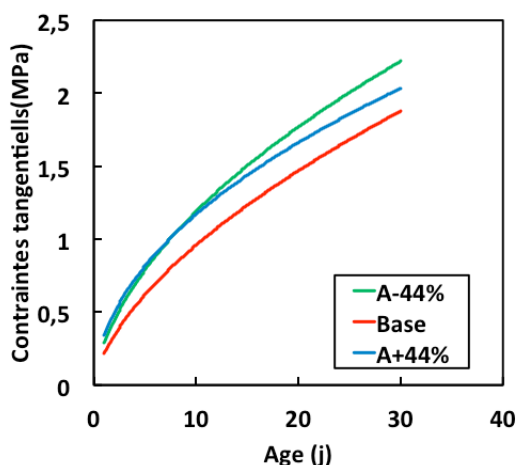


Figure 9-21 Contraintes tangentielle réelles pour l'étude de l'effet de la variation du volume et de la nature de pâte (Filler calcaire)

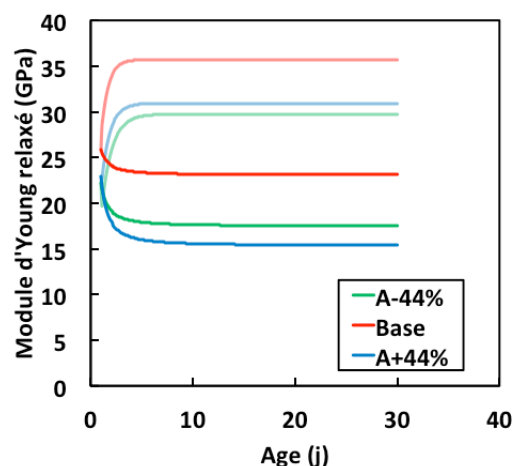


Figure 9-22 Module de Young relaxé pour l'étude de l'effet de la variation du volume et de la nature de pâte (Filler calcaire)

La deuxième série d'essais concerne l'étude de l'effet de l'augmentation du volume de pâte par augmentation de la quantité d'eau utilisée. Les résultats des déformations de l'anneau donnés par la Figure 9-23 montrent que les déformations obtenues sont du même ordre. La fissuration intervient en premier pour le BAP +20l puis le BAP de base, alors que le BAP +40l ne fissure pas après 240 jours d'essai. Avec des temps critiques aussi importants il est normal d'obtenir un risque de fissuration faible pour les trois compositions de BAP comme le montre le Tableau 9-14.

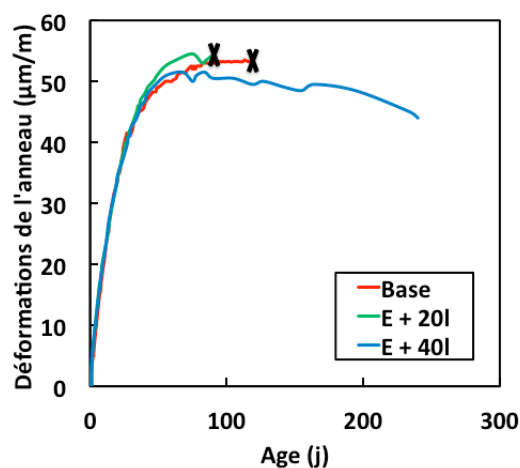
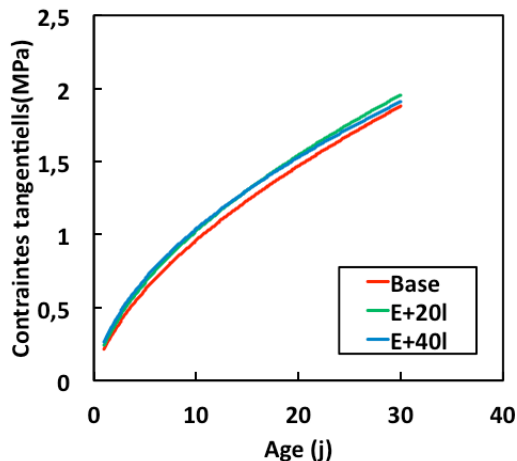
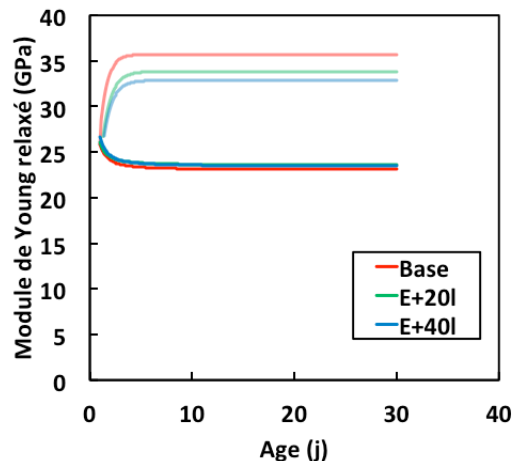


Figure 9-23 Déformations de l'anneau pour l'étude de l'effet de la variation du volume de pâte et de la nature de pâte (eau)

Tableau 9-14 Indicateurs du risque de fissuration pour l'étude de l'effet de la variation du volume de pâte et de la nature de pâte (eau)

	Base	E+20 l	E+40 l
$\alpha (10^{-6}/j^{0.5})$	9,7	9,3	9,0
$t_{cr} (j)$	143	91	> 240
$q (KPa/j) (ASTM, n.d.)$	75	90	54
$S/t_{cr} (KPa/j^2)$	0,5	1,0	< 0,2
Risque de fissuration	low	low	low

Comme les contraintes tangentielles dépendent directement des déformations de l'anneau, il est donc normal après calcul d'obtenir des courbes de contraintes très proches entre elles comme on le voit sur la Figure 9-24. La relaxation des contraintes est aussi du même ordre pour les trois formules de bétons (Figure 9-25). Puisque l'effet de la variation du volume de pâte seule est d'augmenter les contraintes et la relaxation, et que l'augmentation de ce volume de pâte par le biais de l'addition de l'eau ne semble pas avoir d'effet à ce niveau, il est donc logique de penser que l'effet de l'eau serait opposé à celui de la variation du volume granulaire. On déduit alors que l'augmentation de l'eau sans variation du volume granulaire conduit à une diminution des contraintes et à une diminution de la relaxation, car le module élastique diminue (Tableau 9-13).

**Figure 9-24 Contraintes tangentielles réelles pour l'étude de l'effet de la variation du volume de pâte et de la nature de pâte (Eau)****Figure 9-25 Module de Young relaxé pour l'étude de l'effet de la variation du volume de pâte et de la nature de pâte (Eau)**

9.4 Bilan

Trois résultats peuvent être déduits de chaque série d'essais : les contraintes développées dans l'anneau, la relaxation du matériau, et enfin le risque de fissuration relatif.

Dans l'étude sur l'effet du volume de pâte nous remarquons que son augmentation conduit à l'augmentation de la relaxation, des contraintes et du risque de fissuration. En parallèle l'augmentation de l'étendue granulaire conduit aussi à l'augmentation de la relaxation mais à la

diminution des contraintes et du risque de fissuration. L'effet combiné de l'étendue granulaire et du volume de pâte peut être déduit théoriquement selon les deux résultats précédents. En effet, l'optimisation du squelette granulaire et la réduction du volume de pâte devraient faire diminuer les contraintes, alors qu'on observe qu'elles baissent un peu par rapport au BAP $D_{\max}=10$ et qu'elles sont supérieures à celles du BAP $D_{\max}=22$. Nous expliquons cet effet par l'influence du superplastifiant sur le comportement à long terme du béton. Son dosage augmente pour obtenir la fluidité nécessaire pour les BAP. L'influence de ce composé n'est pas prise en compte dans les raisonnements précédents. En ce qui concerne la relaxation, elle croît avec le D_{\max} et diminue avec le volume de pâte, ce qui nous ne permet pas de prédire la relaxation du BAP optimisé, sans oublier l'impact du superplastifiant qu'on ignore. D'après les calculs effectués la relaxation de la formule optimisée est plus grande que celle du BAP $D_{\max}=10$. Ces deux actions lors de la formulation conduisent toutes les deux à la diminution du potentiel de fissuration, il est donc normal d'avoir une diminution du risque de fissuration en les combinant. Cependant l'augmentation du dosage en superplastifiant augmente le risque de ségrégation.

Une tendance générale se dégage de l'étude de l'influence de la nature de pâte sur la sensibilité à la fissuration. La substitution du ciment par du filler conduit à une augmentation de la relaxation, une diminution des contraintes et de la sensibilité à la fissuration. On observe les mêmes résultats lors de l'utilisation des cendres volantes comme addition. Une différence est possible à long terme, elle concerne la réaction pouzzolanique qui permettra une augmentation de la résistance et de la rigidité du béton.

Le couplage entre la variation du volume de pâte et celle de sa nature en changeant la quantité du filler utilisée doit être théoriquement la combinaison des résultats obtenus précédemment. En effet, l'augmentation du volume de pâte et du rapport A/C conduisent à une augmentation de la relaxation du matériau. Ainsi, pour une formule de béton où les deux sont couplés, il est normal d'avoir une augmentation de la relaxation, ce qui rejoint les résultats du calcul viscoélastique. En ce qui concerne les contraintes développées les deux types de changement dans la formulation conduisent à des résultats qui vont dans deux sens opposés. Les calculs effectués soulignent ce dilemme existant au niveau des contraintes, puisque elles diminuent en passant du BAP A-44% au BAP de base, alors qu'elles augmentent en passant de ce dernier au BAP A+44%. Le risque de fissuration est aussi imprévisible mais il reste bas et du même ordre de grandeur entre les trois compositions.

Finalement, l'influence du couplage entre le volume pâte et sa nature en variant la quantité d'eau est plus compliquée à comprendre. Les résultats de l'augmentation de la quantité d'eau dans la composition montrent des contraintes et des taux de relaxation identiques. Ceci suggère que l'ajout de l'eau dans la composition à volume de pâte constant, doit avoir un effet contraire à celui du volume de pâte. En fait, l'augmentation du volume d'eau entraîne une diminution du module donc des contraintes en situation de retrait empêché, d'où une relaxation relativement faible.

Pour résumer, à partir des tendances générales la minimisation du risque de fissuration des BAP, doit être envisagée dès les premières étapes de formulation. La première d'entre elles est

l'optimisation du squelette granulaire en augmentant son étendue, à condition que le ferrailage n'entrave pas l'écoulement des granulats à D_{\max} élevé. La haute compacité obtenue permet la réduction du volume de pâte utilisé. Ces deux premières actions de formulation diminuent considérablement le potentiel de fissuration de nos BAP. Toutefois, il faudra faire attention à l'utilisation excessive de superplastifiant dont les conséquences peuvent être une tendance à la ségrégation. Après la diminution du volume de pâte, une amélioration de sa nature peut se faire en minimisant la quantité de ciment utilisée en la substituant par des additions comme le filler calcaire ou les cendres volantes. Ceci permet aussi la réduction de la sensibilité à la fissuration des BAP.

Partie III: Chapitre 10

Bilan sur l'évaluation de la sensibilité à la fissuration

L'essai de retrait empêché à l'anneau a été utilisé pour quantifier la sensibilité à la fissuration. Une base de données a été constituée après l'étude dans le chapitre 8 de l'influence de l'environnement et des conditions extérieures, puis dans le chapitre 9 sur l'effet des différents paramètres de formulation. Cette base de données d'une trentaine de bétons est utilisée dans ce chapitre pour une étude globale. Pour représenter l'évolution du risque de fissuration en fonction des propriétés des bétons, des cartes des indices de fissurations sont proposées. A partir de ces dernières, des tendances générales sont déduites et présentées.

Cette base de données nous permet aussi d'étudier les critères classiques de fissuration, qui sont largement utilisés par la profession pour décrire les risques de fissuration des différentes formules de béton. Nous pouvons citer la résistance, le retrait, et même le rapport contraintes/résistance. Nous verrons si ces critères sont appropriés pour la détermination du risque de fissuration des BAP. La même approche sera utilisée pour discuter l'effet de deux paramètres de formulation sur la sensibilité à la fissuration.

Finalement, la base de données peut être utilisée pour la détermination de nouveaux intervalles de sensibilité à la fissuration à partir des résultats de l'essai à l'anneau. Ils seront adaptés premièrement à nos dimensions d'anneau, et deuxièmement à nos conditions d'essai. En effet, les critères utilisés par l'ASTM se fondent sur des essais avec des dimensions de l'anneau différentes. En plus nos anneaux sont protégés du séchage latéral contrairement à la procédure ASTM où le séchage se fait sur trois faces. A partir des résultats obtenus trois nouveaux intervalles de sensibilité à la fissuration des BAP sont proposés.

10.1 Evaluation des critères classiques de fissuration

Le premier critère qui vient à l'esprit quand on parle de la fissuration des bétons est celui de la résistance, en compression ou en traction. Sachant que la majeure partie des études et des normes existantes justifient et utilisent des corrélations entre les deux, il nous suffit alors d'étudier la résistance comme critère. La résistance à la traction est mesurée expérimentalement par fendage. La dispersion obtenue par cet essai est très large en comparaison avec les essais de compression. Pour cette raison nous choisissons d'étudier la sensibilité à la fissuration des BAP par rapport à la résistance à la compression. Pour ce faire nous traçons l'histogramme présentant le pourcentage des BAP fissurés avant 90 jours en fonction de la résistance à la compression à 28 jours dans la Figure 10-1. A première vue aucune tendance générale ne se dégage de ce graphe, et l'hypothèse stipulant que plus la résistance d'un béton est grande plus son risque de fissuration est faible peut être écartée. Au contraire, on observe que le pourcentage de BAP qui fissure est le plus important pour des résistances entre 50 MPa et 70 MPa. Ceci s'explique par la grande rigidité qui accompagne systématiquement les résistances élevées. Pour un retrait donné, ces bétons développent des contraintes beaucoup plus élevées.

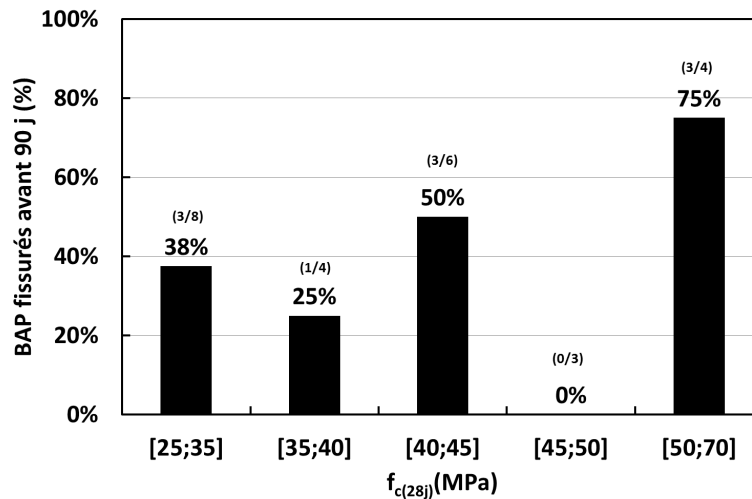


Figure 10-1 Pourcentage des BAP fissurés avant 90 jours en fonction de la résistance à la compression à 28 jours

Le deuxième critère généralement utilisé est celui du retrait. Le raisonnement classique conduit à affirmer que plus un béton fait de retrait plus il est susceptible de fissurer. Les résultats expérimentaux montrent que c'est plus compliqué que cela, et que ce n'est pas une règle générale. En effet, des BAP étudiés contredisent cette théorie. Néanmoins, on observe dans la Figure 10-2 que pour des retraits excessifs supérieurs à 800 $\mu\text{m}/\text{m}$ les deux BAP étudiés ont fissuré. Certes, il faut plus de données pour une conclusion générale mais d'après les premiers résultats de cette base de données, nous pouvons déjà dégager des tendances. Ainsi, pour des valeurs faibles de retrait la probabilité de fissuration reste basse (aucun béton sur trois pour du retrait entre 300 et 400 $\mu\text{m}/\text{m}$, et un béton sur cinq pour du retrait entre 400 et 500 $\mu\text{m}/\text{m}$). A l'inverse, le risque de fissuration augmente pour les très grandes valeurs de retrait. Cependant la majeure partie des BAP étudiés se trouve dans l'intervalle de 500-800 $\mu\text{m}/\text{m}$, et il est difficile de tirer des conclusions sur ce domaine, car d'autres propriétés des matériaux interviennent dans la détermination du potentiel fissurant de ces BAP.

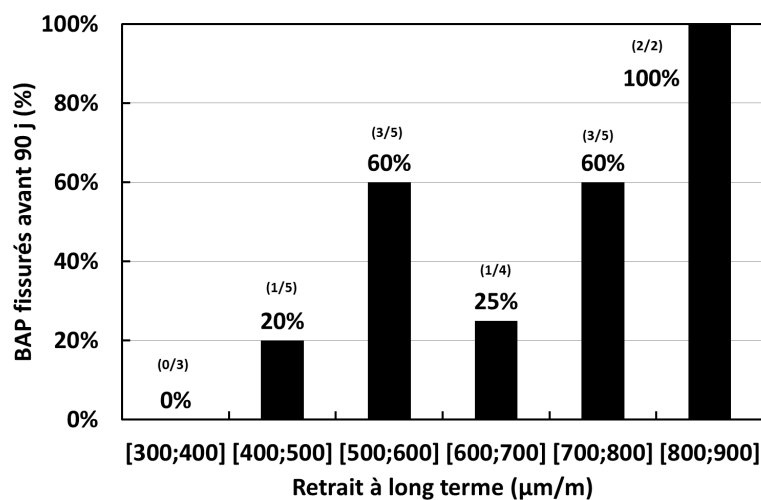


Figure 10-2 Pourcentage des BAP fissurés avant 90 jours en fonction du retrait à long terme

L'un des critères largement utilisé est celui de la comparaison entre les contraintes développées et la résistance à la traction. Ce critère est présenté et discuté dans le chapitre 7, où le saut de section et la différence entre les essais de traction directe et celle du fendage sont pris en compte dans les calculs. Les contraintes viscoélastiques développées dans l'anneau et calculées dans les chapitres 8 et 9 sont ramenées à la résistance en traction à 28 jours, moyennant un coefficient de 0,51 calculé dans le chapitre 7. La Figure 10-3 présente le pourcentage de des BAP fissurés en fonction de ce rapport. Si ce critère est fiable on devrait avoir une croissance du pourcentage des BAP fissurés en fonction de ce rapport, ce qui n'est pas le cas avec des pourcentages qui croissent et décroissent. On a besoin de plus de données situées dans le premier intervalle pour pouvoir confirmer cette tendance. Pour trouver un critère adéquat pour la fissuration des bétons, des solutions peuvent se trouver au niveau de la mécanique de la rupture. Des moyens expérimentaux adéquats peuvent permettre de modéliser le comportement à la rupture. La question qui se pose est le coût financier et les délais imposés par ce type d'approche. De plus, il est difficile de prédire ces propriétés vu le nombre de paramètres qui influencent le comportement du matériau. La solution que nous proposons dans ce travail est une association de deux méthodes l'une théorique et l'autre empirique, en se fondant sur des essais de laboratoire pour la détermination du risque de fissuration des différentes formules de bétons par rapport à une base de donnée.

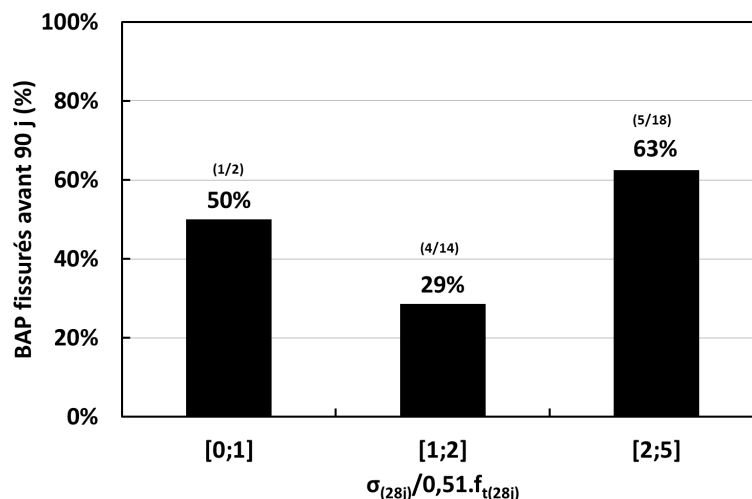


Figure 10-3 Pourcentage des BAP fissurés avant 90 jours en fonction de $\sigma_{(28j)}/0,51.f_{t(28j)}$

Le rapport contraintes expérimentales/résistances à la traction à 28 jours est plus élevé que celui calculé avec prise en compte de la relaxation. La Figure 10-4 montre que le pourcentage de BAP fissurés avant 90 jours augmente d'un intervalle à un autre, mais sans l'obtention d'un faible pourcentage pour les rapports bas, ou d'un haut pourcentage pour les rapports élevés. Ce qui prouve la difficulté de considérer ce ratio comme critère de fissuration.

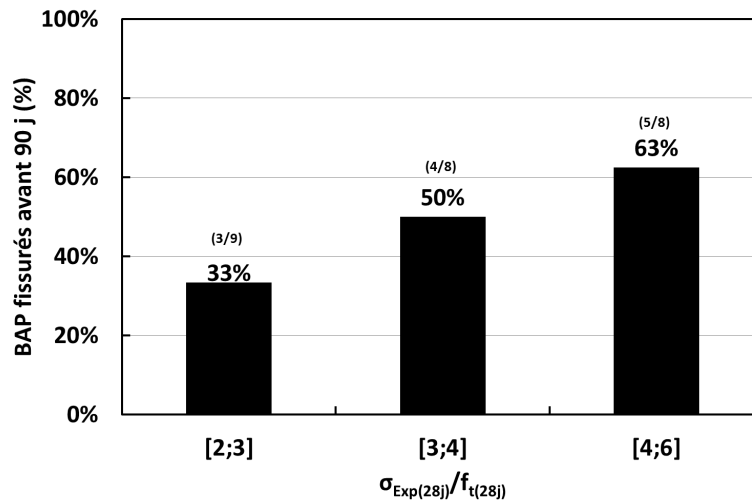


Figure 10-4 Pourcentage des BAP fissurés avant 90 jours en fonction de $\sigma_{Exp(28j)}/f_{t(28j)}$

Le même type d'analyse peut être adopté par rapport aux paramètres de formulation. En effet, le cahier des charges des BAP de Quille Construction impose des conditions sur le rapport eau/liant équivalent et sur le volume de pâte. Ainsi, nous pouvons tracer le pourcentage des BAP fissurés avant 90 jours en fonction du rapport E/L_{eq} comme le montre la Figure 10-5. On observe que pour des valeurs inférieures à 0,5 le pourcentage des BAP fissurés est de 75%, ce qui est en cohérence avec les résultats du chapitre précédent où les bétons très rigides présentaient un risque élevé de fissuration. Les BAP à $E/L_{eq}=0,5$ et ceux dont $0,55 < E/L_{eq} < 0,57$ représentent la majorité des BAP étudiés. Le taux de BAP fissurés est assez proche et il est respectivement de 33% et 38%. Enfin, le pourcentage de BAP fissuré est de 25% pour les bétons à rapport eau/liant équivalent supérieur à 0,6.

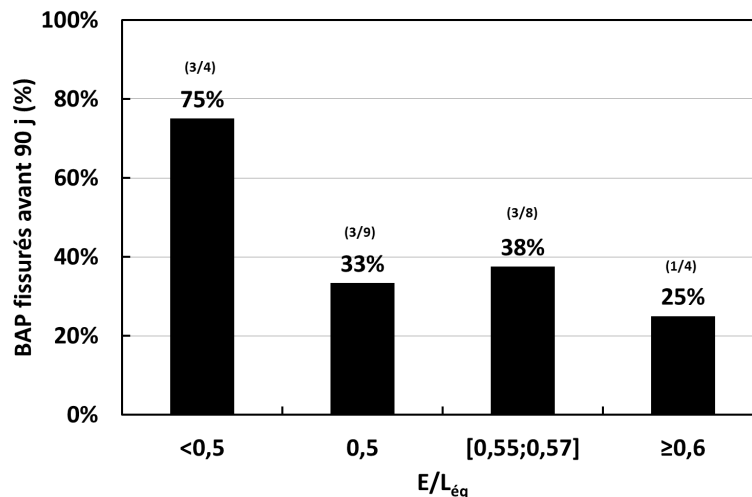


Figure 10-5 Pourcentage des BAP fissurés avant 90 jours en fonction du rapport eau liant équivalent

L'autre critère de formulation utilisé dans le cahier de charges de l'entreprise est celui du volume de pâte. Nous traçons ainsi le taux de BAP fissurés en fonction de ce paramètre dans la Figure 10-6. Les pourcentages obtenus confirment les résultats du calcul viscoélastique, qui montraient que la sensibilité à la fissuration des bétons augmentait en fonction du volume de pâte. Il passe de 17% pour les volumes inférieurs à 380 litres, à 38% pour les volumes entre

381 et 415 litres, puis à 55% entre 416 et 460 litres. Le risque de fissuration passe presque du simple au double pour les deux premières tranches confirmant ainsi l'importance de la réduction du volume de pâte lors de la formulation des BAP.

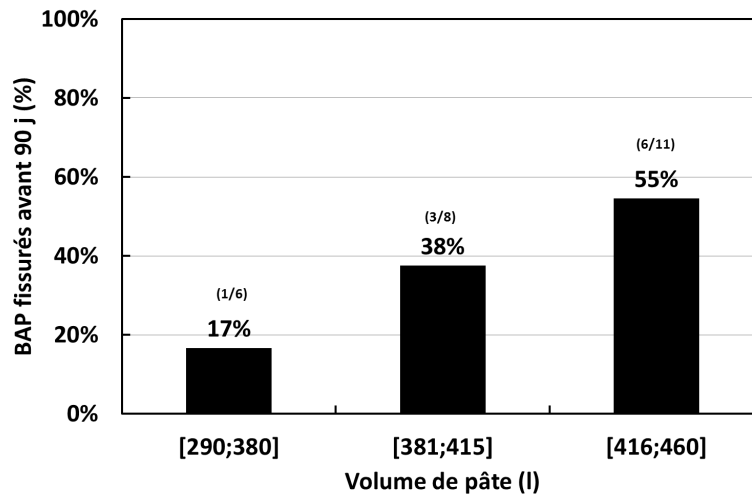


Figure 10-6 Pourcentage des BAP fissurés avant 90 jours en fonction du volume de pâte

10.2 Corrélations entre les indices de fissuration et les propriétés des bétons

La Figure 10-7 présente la carte des indices de fissuration en fonction du temps critique et de la pente des courbes de déformation de l'anneau α . Pour un temps critique supérieur à 90 jours le risque de fissuration reste bas. En dessous de cette durée le risque commence à être important selon le coefficient α . Plus il est important plus la sensibilité à la fissuration des BAP est importante.

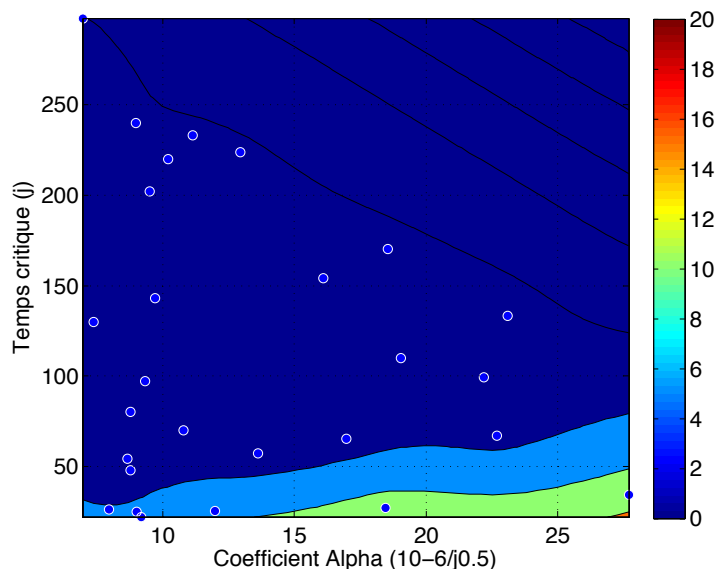


Figure 10-7 Carte des indices de fissuration en fonction du temps critique et de la pente des courbes de déformation de l'anneau

La carte des indices de fissuration en fonction de la cinétique de retrait et de la résistance à la compression à 28 jours est présentée dans la Figure 10-8. Une tendance générale se dégage avec un risque de fissuration qui diminue quand la résistance est élevée ou quand la cinétique de retrait est lente. Ainsi les BAP susceptibles de fissurer sont les bétons qui ont une résistance assez faible et un développement rapide du retrait.

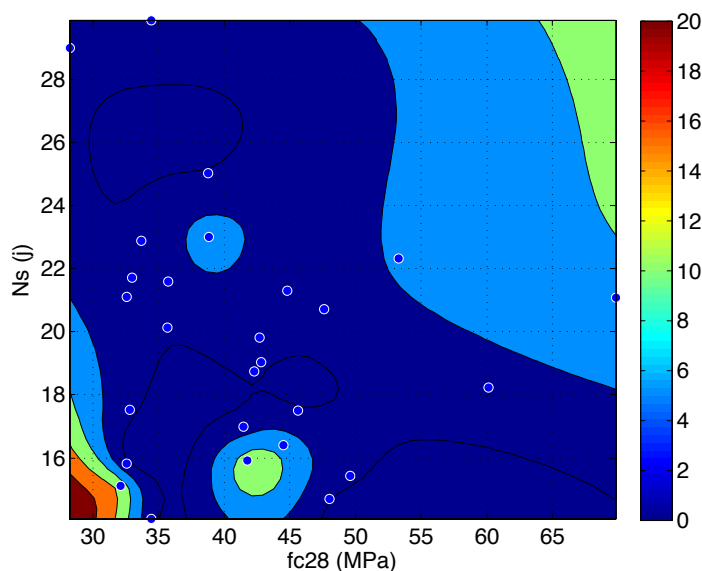


Figure 10-8 Carte des indices de fissuration en fonction de la cinétique du retrait et de la résistance à la compression à 28j

La Figure 10-9 représente l'indice de fissuration en fonction du retrait à long terme et de la résistance à la compression à 28 jours. On remarque que pour un retrait faible inférieur à 550 $\mu\text{m/m}$ le risque de fissuration est faible pour n'importe quelle résistance du béton. Quand le retrait est entre 550 $\mu\text{m/m}$ et 800 $\mu\text{m/m}$, le risque devient élevé pour les résistances inférieures à 35 MPa. Pour un retrait élevé supérieur à 800 $\mu\text{m/m}$ le risque de fissuration augmente même pour les bétons résistants.

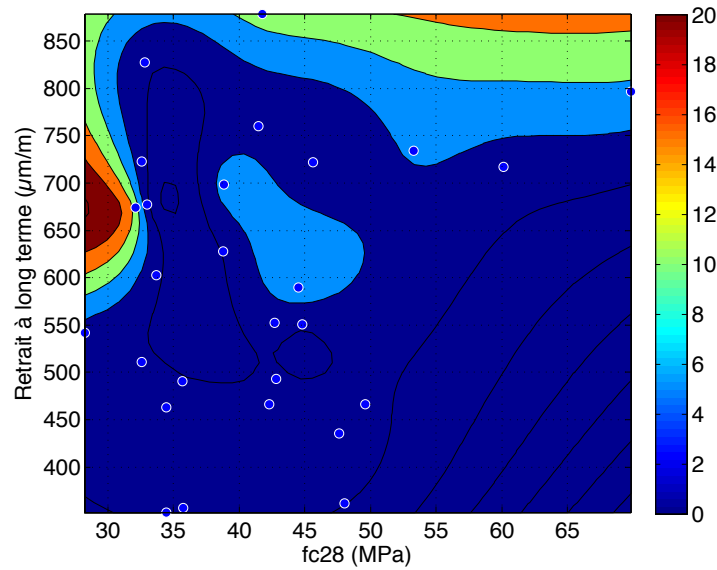


Figure 10-9 Carte des indices de fissuration en fonction du retrait à long terme et de la résistance à la compression à 28 j

La carte des indices de fissuration en fonction du retrait à long terme et de la cinétique de retrait est présentée par la Figure 10-10. En dessous de 500 $\mu\text{m/m}$ de retrait, le risque de fissuration est faible quel que soit sa cinétique. Au-delà de cette valeur le risque de fissuration devient important pour des cinétiques rapides ($N_s < 18$ jours). Le calcul prévoit un risque plus important pour du retrait à long terme de 850 $\mu\text{m/m}$, même pour des cinétiques lentes. Cela peut correspondre à des bétons compacts, avec un module élevé, qui développent des contraintes importantes en situation de retrait empêché.

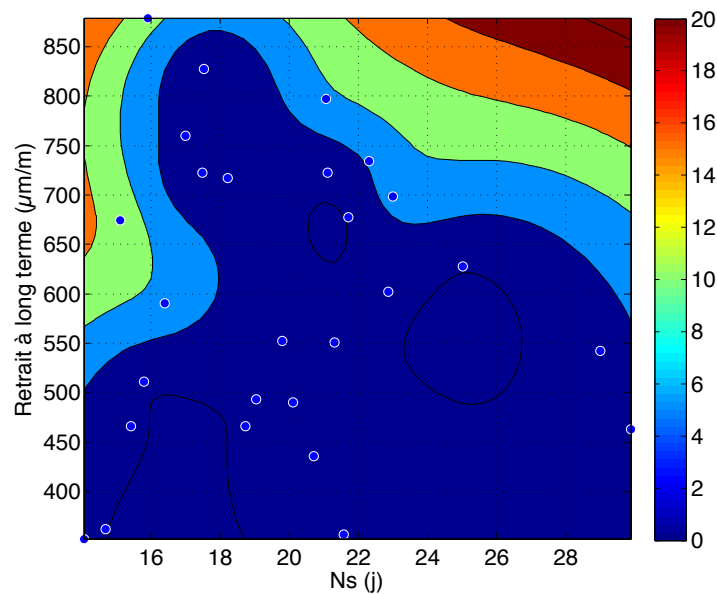


Figure 10-10 Carte des indices de fissuration en fonction du retrait à long terme et de la cinétique du retrait

Cette étude se base sur une trentaine de BAP permettant l'initiation d'une base de données. Son élargissement dans le futur permettra d'améliorer la fiabilité des cartes et d'étendre les cartes tracées auparavant vers des intervalles plus étendus ou même vers d'autres familles de béton, comme les bétons vibrés ou les bétons à haute performance.

10.3 Intervalles du risque de fissuration

Au lieu de parler de la fissuration ou non des bétons nous proposons deux catégories de bétons, ceux qui ont fissuré avant 90 jours et ceux qui n'ont pas fissuré avant cette échéance. Ce choix est fait pour uniformiser les résultats obtenus à partir de l'essai de fissuration à l'anneau. La durée de 90 jours est choisie d'après la Figure 10-7: durée au-delà de laquelle la sensibilité de la fissuration devient faible. On ajoute à cela que la majeure partie des essais de laboratoire sur les formulations de bétons utilisés sur chantier, ne doivent pas dépasser cette durée, comme c'est le cas pour les différentes approches performantielles.

Pour discuter de l'efficacité de l'indice de fissuration proposé, nous classons notre base de données des bétons étudiés selon cet indice sans prise en compte de la nature des bétons. Le Tableau 10-1 présente ce classement où on remarque que des BAP avec un risque de fissuration calculé faible fissurent (N° 16, 20 et 21). Rappelons que les intervalles utilisés sont proposés par Kovler [179], en se basant sur le document de l'ASTM [161]. Ils sont proposés à partir d'une base de données d'essai sur des anneaux dont les dimensions ne correspondent pas aux nôtres, et sous des conditions de séchage différentes. Pour cette raison nous proposons à partir de nos résultats trois intervalles au lieu de quatre. Un premier où le risque sera faible pour $S/t_{cr} \leq 1$, un deuxième où le risque serait modéré pour $1 < S/t_{cr} \leq 3$, et un troisième où le risque est élevé pour $S/t_{cr} > 3$. Avec ces nouvelles limites les BAP 1 à 12 ont un risque faible et ne fissurent effectivement pas. Entre les BAP 13 à 21, on a des anneaux qui fissurent et d'autres non, ce qu'on traduit par risque de fissuration modéré. Finalement, pour les BAP 22 à 29 la plupart des anneaux fissurent. L'élargissement futur de la base de données permettra l'amélioration de ces bornes.

Tableau 10-1 Classification de la base de données des BAP étudiés en fonction du risque de fissuration

Béton	Fissuration	Fissuration avant 90j	t_{cr}	q	i_f	Risque ¹
Base -30l	Non	Non	298	37,24	0,12	faible
Base +40l	Non	Non	240	53,62	0,22	faible
Base +44%	Oui	Non	220	63,55	0,29	faible
Base -44%	Non	Non	233	67,57	0,29	faible
Base -10l	?	Non	202	61,76	0,31	faible
A/C=0,57 (CV)	Oui	Non	224	80,04	0,36	faible
BAP 46 % HR=70%	Non	Non	130	59,79	0,46	faible
Base (A/C=0,70)	Oui	Non	143	75,03	0,52	faible
BAP 31 % HR=70%	Non	Non	130	92,65	0,71	faible
BAP N	Non	Non	170	131,60	0,77	faible
BAP R	Oui	Non	154	120,08	0,78	faible
Base +20l	Oui	Non	97	87,63	0,90	faible
BAP 46%	Essai arrêté	Essai arrêté	80	90,80	1,14	faible
BAP 40% 16h	Non	Non	133	185,28	1,39	faible
Dmax=14 (chantier)	Non	Non	110	167,92	1,53	faible
Base +10l	Oui	Oui	70	119,29	1,70	faible
Base -20l	Essai arrêté	Essai arrêté	54	108,88	2,02	faible
BAP 40% 24h	Oui	Non	99	206,38	2,08	faible
BAP Dmax=22	Essai arrêté	Essai arrêté	48	117,44	2,46	faible
A/C=0,29 (CV)	Oui	Oui	57	166,99	2,93	faible
BAP Dmax=22 - Vp (chantier)	Oui	Oui	65	194,82	3,00	faible
BAP 40% 48h	Oui	Oui	67	256,53	3,83	modéré-faible
A/C=0,35 (FC)	Oui	Oui	26	144,22	5,55	modéré-faible
BAP Dmax=10	Essai arrêté	Essai arrêté	25	167,63	6,78	modéré-faible
BAP 31%	Oui	Oui	22	180,84	8,22	modéré-faible
A/C=0	Oui	Oui	25	221,82	8,87	modéré-faible
BAP 31 % HR=30%	Oui	Oui	27	328,44	12,16	modéré-élevé
BAP 46 % HR=30%	Oui	Oui	34	439,42	12,92	modéré-élevé
BAP 40%	Oui	Oui	20	428,98	21,45	modéré-élevé

¹Risque de fissuration selon Kovler

10.4 Bilan

Les cartes des indices de fissuration donnent une idée générale sur la sensibilité à la fissuration des BAP. En effet, pour des essais à l'anneau qui durent plus de 90 jours sans fissuration (équivalent à 20 mois pour un voile en béton de 18 cm d'épaisseur), le risque de fissuration est considéré comme réduit. En dessous de cette durée, le coefficient α qui représente la pente des

courbes de contraintes en fonction de la racine carrée du temps entre en jeu pour la détermination du risque de fissuration. Une cinétique rapide de développement du retrait couplé à une faible résistance conduit aussi à une haute sensibilité à la fissuration. En ce qui concerne les amplitudes de retrait élevées le risque reste aussi important, tandis qu'il est faible pour les petites valeurs du retrait à long terme. Pour un retrait intermédiaire le potentiel de fissuration dépendra de toutes les autres propriétés du matériau.

Nous montrons aussi que les critères classiques sont inappropriés pour la détermination du risque de fissuration des BAP. Les indicateurs de résistance ou de retrait doivent être étudiés avec rigueur avant d'en tirer des conclusions. En effet, la déduction de la sensibilité à la fissuration à partir de ces résultats n'est pas systématique. En ce qui concerne les paramètres de formulation nous observons que pour un rapport E/L_{eq} élevé le pourcentage de BAP fissurés avant 90 jours est de 25% alors qu'il dépasse les 75% pour les BAP à haute teneur en ciment. En ce qui concerne le volume de pâte, la tendance observée dans le chapitre 9 est confirmée avec une augmentation significative du nombre de BAP fissurés au-delà de 400l/m^3 .

Finalement, à partir de la base de données constituée, trois nouveaux intervalles sont proposés, dans le but d'estimer le risque de fissuration des BAP. Les trois zones sont représentatives de nos essais (dimensions des anneaux, et conditions de séchage) mais il serait utile de compléter la base de données pour améliorer sa représentativité.

Conclusions et perspectives

La question initiale de la formulation des BAP a été traitée de manière plus générale au niveau du comportement différé des matériaux cimentaires dans les ouvrages et structures exposés à la dessiccation.

On emploie aujourd'hui systématiquement les BAP sur les chantiers de Quille Construction pour les éléments structuraux. Ce basculement rapide couplé aux anciennes habitudes d'utilisation des formules de béton vibré ont fait apparaître des difficultés au niveau du coût et du comportement à long terme. En effet, les BAP nécessitent une meilleure compréhension des phénomènes physico-chimiques pour pouvoir anticiper leur comportement différé et améliorer bilan économique et environnemental.

On ajoute à cela que la formulation des BAP est soumise à différents types de contraintes. On peut citer les conditions environnementales variables et la fabrication de BAP avec des matériaux locaux qui ne sont pas toujours favorables à l'élaboration de bétons fluides. Le comportement à l'état frais doit en effet satisfaire à des conditions d'ouvrabilité pour une bonne mise en place.

La satisfaction de ces différents points passait nécessairement par une collaboration entre trois acteurs: Laboratoire de recherche, Producteur de Béton Prêt à l'Emploi (BPE) et Entreprise de construction. Dans le cadre de cette thèse CIFRE, cette condition était satisfaite par une collaboration entre le Laboratoire GeM, Quille Construction (Groupe Bouygues) et VM Matériaux. Pour répondre aux différentes problématiques de nouvelles approches fondées sur des outils expérimentaux et numériques ont été développées pour optimiser la formulation des BAP en tenant compte du cahier des charges du béton frais, du comportement différé, et du bilan économique et écologique.

11.1 Conclusions générales

Le volume de pâte est un paramètre déterminant de la formulation et du comportement des BAP. Nous l'avons tout d'abord redéfini en prenant en compte l'air et les fines ($< 125\mu\text{m}$), afin de mieux interpréter les formulations. Nous avons ensuite montré que la contribution du volume de pâte à la fluidité dépend étroitement de l'optimisation du squelette granulaire. Ainsi, en plus de la granulométrie, la forme des granulats doit être prise en compte pour estimer le volume de pâte optimal. Nous avons pour cela proposé une méthode de mesure de la compacité intrinsèque des granulats, qui est ensuite utilisée comme donnée d'entrée de l'optimisation numérique avec le logiciel *BétonLab*. Cette approche plus rationnelle permet une optimisation de la composition en réduisant le volume de pâte utilisé. Les formules obtenues sont alors testées en laboratoire pour ajuster la quantité de superplastifiant selon l'étalement souhaité, tout en veillant à éviter la ségrégation (vérification à l'essai au tamis). Ces BAP ont pu être produits en centrale puis mis en œuvre sur chantier. Finalement, la rationalisation de la formulation permet la diminution de la quantité de ciment utilisée, ce qui permet la réduction du bilan carbone et du coût de revient.

L'évaluation du comportement des BAP passe systématiquement par la compréhension du retrait de dessiccation. Par rapport aux bétons ordinaires, le volume de pâte élevé conduit à des déformations plus importantes. Elles dépendent du **couplage hydratation/séchage**, qu'on estime à partir d'une étude expérimentale où des mesures de porosité, d'humidité relative interne et de retrait sont effectuées en parallèle. L'ensemble de ces données expérimentales nous permettent alors de faire un calcul poromécanique. L'existence d'une peau où les contraintes sont supérieures à la résistance à la traction est observée. Cette partie s'endommage et peut influencer sur le comportement hydrique et même mécanique du matériau.

Les mesures de retrait se développent dans le secteur de la construction mais leur interprétation est souvent délicate. Nous avons mené une étude spécifique pour mieux valoriser les mesures et démontrer l'importance d'une bonne analyse de ces données. Ainsi, une méthodologie de mesure et de traitement a pu être proposée. Une étude comparative a porté sur l'effet du choix du modèle mathématique sur l'extrapolation des résultats et la durée minimale des mesures. Nous justifions alors le choix du modèle mathématique sous forme hyperbolique. Deux paramètres sont nécessaires pour décrire ce comportement : le retrait à long terme et la cinétique. La notion de rayon de séchage est introduite pour le passage des essais en laboratoire vers les structures réelles. Des études expérimentales ont montré que le passage d'une taille à une autre peut se faire par le biais d'une équation linéaire en fonction du carré du rayon de séchage.

L'accélération des essais de retrait a aussi été étudiée, conformément au programme initial de la thèse. Deux pistes étaient envisageables : réduire la taille de l'éprouvette soumise au séchage, ou diminuer l'humidité relative ambiante pour accélérer le séchage. La réduction de la taille des éprouvettes réduit le temps d'essai sans affecter les résultats à long terme. En revanche, la réduction excessive de l'humidité relative ambiante met en jeu l'aspect vieillissant du béton et le couplage entre hydratation et séchage. Des phénomènes qui influent sur le comportement à long terme apparaissent, et modifient la classification des bétons par rapport au retrait. A la lumière de ces résultats, cette dernière méthode d'accélération est déconseillée.

Nous avons également proposé une nouvelle interprétation de la relation entre perte de masse et retrait de dessiccation, fondée sur la définition d'un effet de paroi. La notion de **profondeur de séchage** est introduite pour l'explication des paliers observés sur les courbes de retrait en fonction de la perte de masse et leur variation apparente en fonction de la taille de l'éprouvette. Les équations de séchage ne peuvent pas les expliquer, même couplées avec l'hydratation. L'introduction dans le modèle de l'effet de bord avec une porosité et une perméabilité élevée permet la reproduction numérique des phénomènes expérimentalement observés.

Une étude particulière est menée autour de l'influence de **la durée du coffrage** sur le retrait. Si le décoffrage est précipité, le départ de l'eau se fait à travers la porosité capillaire. Il engendre des contraintes moins importantes et un retrait plus faible comparé à un décoffrage tardif. En effet la poursuite de l'hydratation conduit à des pores plus fins donc à des

dépressions capillaires plus importantes lors de la formation des ménisques. Ce résultat n'est pas spécifique au BAP, il a aussi été observé pour les bétons vibrés.

En ce qui concerne l'effet de la formulation, l'augmentation du diamètre maximal des granulats (D_{\max}) permet l'amélioration de la compacité du squelette granulaire. Ainsi, une diminution du volume de pâte est possible tout en gardant la même ouvrabilité à l'état frais, ce qui permet la réduction du retrait et du dosage en ciment. La substitution du ciment par du filler permet aussi cette réduction. L'orientation de la formulation doit se faire en fonction de la classe d'exposition du béton. Une corrélation entre la carbonatation, le diamètre des pores et la profondeur de séchage est démontrée.

L'évaluation du comportement différé était l'un des objectifs principaux de la thèse. Nous avons confirmé que le lien entre retrait et fissuration n'est pas direct. En effet, plusieurs propriétés du matériau impactent cette sensibilité. Deux approches ont été développées pour l'estimation du risque de fissuration à partir des résultats des essais de retrait empêché à l'anneau. La première approche consiste en la modélisation des phénomènes, pour la détermination des contraintes et de la relaxation développées par le matériau. Connaître la contribution de la relaxation est effectivement indispensable pour comprendre le lien entre le retrait et la fissuration. La deuxième approche permet la quantification du risque de fissuration. A partir des résultats obtenus et des résultats de travaux antérieurs effectués au GeM (mis à la disposition de l'étude) une base de données a été constituée. Elle nous permet de comprendre le lien entre formulation et sensibilité à la fissuration. L'un des résultats obtenus confirme que la rationalisation du volume de pâte ou la substitution du ciment par des additions permet la réduction du potentiel de fissuration des BAP. L'orientation de la formulation dans ce sens réduit par la même occasion le coût de revient et le bilan carbone.

11.2 Perspectives scientifiques

Les conditions initiales impactent directement le comportement à long terme des bétons. L'une de ces conditions non étudiées ici est la température. En effet les produits préfabriqués ou les ouvrages massifs connaissent des évolutions importantes de la température des bétons pendant le durcissement. Il peut en résulter des effets de taille qui n'ont pas été pris en compte dans ce travail. Avec la méthodologie développée la relation entre la **température au jeune âge** et le comportement à long terme peut être étudiée.

Le béton d'enrobage concentre plusieurs mécanismes physico-chimiques qui peuvent altérer ses performances : couplage entre hydratation et séchage, effet de paroi, microfissuration, carbonatation. L'influence de certains de ces phénomènes a été mise en évidence au cours de la thèse mais des questions subsistent. Parmi ces questions : la profondeur de séchage provient-elle de la microfissuration, de l'effet de paroi, ou du couplage hydratation-séchage ? Quelle est la contribution relative de ces phénomènes et peut-elle varier en fonction de la cure et de la mise en œuvre ? Une réponse à cette problématique peut être apportée par des techniques telles que l'émission acoustique. La localisation des événements et leur comparaison avec des événements d'origine mécanique pourrait permettre de distinguer

l'activité capillaire et l'endommagement du matériau cimentaire dû au gradient d'humidité relative.

L'utilisation des outils développés pour la détermination du risque de formulation peut s'étendre aux autres familles de béton ou à d'autres matériaux de construction quasi-fragiles. L'amélioration du **calcul viscoélastique** peut se faire de telle manière qu'il soit indépendant des formes mathématiques choisies pour analyser les données d'entrée. La mise en place d'une procédure expérimentale pour la vérification de l'évolution du module de Young relaxé permettra par ailleurs la validation expérimentale des résultats du calcul.

11.3 Perspectives technologiques et industrielles

Les résultats de l'augmentation de la proportion d'additions ont été encourageants. En perspective, l'utilisation de **liant binaire ou ternaire à teneur élevée en additions** peut être envisagée. L'optimisation de la formulation par rapport au comportement à l'état frais peut être approfondie, avec l'étude de l'influence de la nature de pâte, de la quantité et du type de superplastifiant utilisé. L'approche de formulation peut s'étendre aux autres familles de béton comme les BHP, ou les bétons à base de matériaux recyclés.

La notion de **liant équivalent** ne rend pas bien compte de la performance de ces liants avec additions minérales. Ainsi, au lieu d'imposer des conditions sur le rapport eau/liant équivalent, une limitation du rapport eau / liant ou une détermination du coefficient d'activité réel des additions peuvent être envisagées.

Pour les BAP la réduction du volume de pâte permet l'amélioration du comportement à long terme, en contrepartie l'ouvrabilité est diminuée. La maîtrise de l'utilisation et des connaissances des superplastifiants pourrait palier à ce problème. Une autre solution technique pour l'amélioration des BAP est l'utilisation des **agents réducteurs de retrait**, afin de répondre à deux exigences souvent contradictoires : la diminution du risque de fissuration et l'augmentation de la qualité du parement.

L'adaptation de la formulation selon la nature des matériaux disponibles ou la classe d'exposition est nécessaire. Parfois, pour la satisfaction des différentes exigences de fabrication de mise en œuvre ou de comportement à long terme on sera amené à dépasser les limites proposées par la norme. La justification de ce choix pourra se faire par une **approche performantielle**. C'est le cas pour les problématiques de durabilité, avec le Projet National PERFDUB qui commence en mars 2015.

Le développement des bâtis de retrait et la fabrication **de nouveaux anneaux de fissuration** sont envisagés par le Laboratoire GeM. En effet cet essai est incontournable dans les nouvelles approches proposées. Il permet la quantification de la sensibilité à la fissuration et sa compréhension. La collecte des résultats permettra l'élargissement de la base de données.

La procédure de formulation présentée dans cette thèse permet la transition vers des BAP plus économiques et plus écologiques. La généralisation de cette approche sur l'ensemble du territoire nécessite une formation particulière du personnel dans les centrales à béton.

Cependant, le retour sur investissement peut être très intéressant. L'accompagnement de l'évolution des formulations par des essais en laboratoire pour la détermination de la sensibilité à la fissuration, évitera les problèmes de liés au comportement différé, pendant et après la construction.

Références

- [1] A. Cudeville, “Recycler le béton,” *Pour Sci.*, vol. 408, no. Octobre, 2011.
- [2] Arte, “Nos plages à court de sable?,” 2015. [Online]. Available: <http://future.arte.tv/fr/sujet/nos-plages-court-de-sable>.
- [3] “Emissions du ciment...quelles perspectives?,” 2011. [Online]. Available: <http://www.construction-carbone.fr/emissions-du-ciment-quelles-perspectives/>.
- [4] AFGC and PN B@P, *Recommandations pour l’emploi des bétons auto-plaçants*. 2008.
- [5] P. Turcry and A. Loukili, “Différentes approches pour la formulation des bétons autoplaçants,” *Rev. Française Génie Civ.*, vol. 7, no. 4, pp. 425–450, Apr. 2003.
- [6] F. Cussigh, “SCC in practice: opportunities and bottlenecks,” in *5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete 3-5 September 2007, Ghent, Belgium*, 2007, no. September, pp. 21–27.
- [7] ERMCO, “Ready-mixed concrete industry statistics,” 2014.
- [8] P. Turcry, “Retrait et fissuration des bétons autoplaçant: Influence de la formulation,” Ecole Centrale de Nantes, 2004.
- [9] A. Loukili, *Les bétons autoplaçants*. 2010.
- [10] E. Rozière, S. Granger, P. Turcry, and a. Loukili, “Influence of paste volume on shrinkage cracking and fracture properties of self-compacting concrete,” *Cem. Concr. Compos.*, vol. 29, no. 8, pp. 626–636, Sep. 2007.
- [11] B. Bissonnette, P. Pierre, and M. Pigeon, “Influence of key parameters on drying shrinkage of cementitious materials,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 29, no. July, pp. 1655–1662, 1999.
- [12] E. Roziere, “Influence du volume de pâte sur le retrait et la fissuration des bétons autoplaçants,” Ecole Centrale de Nantes, 2004.
- [13] H. Samouh, E. Rozière, A. Loukili, and P. Sigwalt, “Stress relaxation and cracking sensitivity of self- consolidating concrete: effect of limestone filler content,” in *7th RILEM Conference on Self-Compacting Concrete*, 2013.

-
- [14] H. Samouh, E. Rozière, and A. Loukili, "Interprétation des mesures du retrait de dessiccation des bétons autoplaçants (BAP)," in *XXXe Rencontres AUGC-IBPSA. Chambéry, Savoie, 6 au 8 Juin 2012*, 2012.
- [15] AFNOR, *Béton: Spécification, performance, production et conformité. NF EN206-1CN*. 2012.
- [16] P. Turcry and A. Loukili, "Différentes approches pour la formulation des bétons autoplaçants," *Rev. Française Génie Civ.*, vol. 7, no. 4, pp. 425–450, Apr. 2003.
- [17] F. de Larrard and C.F. Ferraris, "Rhéologie du béton frais remanié," *Bull. des Lab. des ponts chaussées*, pp. 53–60, 1998.
- [18] V. Dieryck and P. Van Itterbeeck, "Prescrire un béton autoplaçant," *Les dossiers du CSTC*, vol. 2, 2012.
- [19] F. de Larrard, *Structures granulaires et formulation des bétons*. 1999.
- [20] M. Martin, "Etude de la texture de la surface coffrée des parements verticaux en béton," 2007.
- [21] A. Bentur, "Early Age Shrinkage and Cracking in Cementitious Systems," in *International RILEM Workshop on Shrinkage of Concrete*, 2000, pp. 1–20.
- [22] A. Bentur and K. Kovler, "Evaluation of early age cracking characteristics in cementitious systems," *Mater. Struct.*, vol. 36, no. April, pp. 183–190, 2003.
- [23] A. B. Hossain and J. Weiss, "Assessing residual stress development and stress relaxation in restrained concrete ring specimens," *Cem. Concr. Compos.*, vol. 26, no. 5, pp. 531–540, Jul. 2004.
- [24] H. Ba, A. Su, X. Gao, and Q. Tao, "Cracking tendency of restrained concrete at early ages," *J. Wuhan Univ. Technol. Sci. Ed.*, vol. 23, no. 2, pp. 263–267, Jun. 2008.
- [25] H. Okamura and K. Ozawa, "Mix design for Self-Compacting Concrete," *Concr. Libr. JSCE*, vol. June, no. 25, 1995.
- [26] IREX, *Les Bétons Auto-plaçants*. 2011.
- [27] L. Bello, "Mise au point d'une méthodologie pour formuler de nouveaux bétons autoplaçants légers et durables," 2014.
- [28] V. K. Bui and D. Montgomery, "Mixture proportioning method for self-compacting

- high performance concrete with minimum paste volume,” in *First International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete*, 1999, pp. 373 – 384.
- [29] AASHTO and ASTM, “T 19M/T 19-00, C 29/C 29M-97: Bulk Density (‘ Unit Weight ’) and Voids in Aggregate,” 2003.
- [30] S.Tangtermsirikul and B. K. Van, “Blocking criteria for aggregate phase of self-compacting high performance concrete,” in *Proceedings of regional symposium on infrastructure development in civil engineering*, 1995, pp. 58–69.
- [31] L. Bello, “Mise au point d’une méthodologie pour formuler de nouveaux bétons auto-plaçants légers et durables,” Université Montpellier 2, 2014.
- [32] N. Su and B. Miao, “A new method for the mix design of medium strength flowing concrete with low cement content,” *Cem. Concr. Compos.*, vol. 25, no. 2, pp. 215–222, Feb. 2003.
- [33] T. Sedran and D. E. L. F., “RENÉ-LCPC: un logiciel pour optimiser la granularité des matériaux de génie civil,” *Bull. Liaison des Lab. des Ponts Chaussées*, no. 194, 1994.
- [34] T. Stovall, F. D. E. Larrard, and M. Buil, “Linear packing density model of grain mixtures,” *Powder Technol.*, vol. 48, pp. 1–12, 1986.
- [35] M. Mooney, “The viscosity of concentrated suspension of spherical particles,” pp. 162–170, 1950.
- [36] C.F. Ferraris and F. de Larrard, “NISTIR 6094: Testing and modelling of fresh concrete rheology.” 1998.
- [37] F. De Larrard and A. Belloc, “The Influence of Aggregate on the Compressive Strength of Normal- and High-Strength Concrete,” *ACI Mater. J.*, no. 94, pp. 417–425, 1998.
- [38] F. De Larrard, “BétonlabFree 3, leçon N°3: Compacité des granulats.”
- [39] M. Martin, “Étude de la texture de la surface coffrée des parements verticaux en béton,” in *XXVI Rencontres Universitaires de Génie Civil 2008*, vol. d.
- [40] G. Habert and N. Roussel, “Comment concevoir un béton ayant un faible impact environnemental ?,” in *XXVIèmes Rencontres Universitaires de Génie Civil AUGC 2008, Jun 2008, France.*, 2008.
- [41] E. S. Normandie, “Les centrales de production de béton prêt à l’emploi du bassin seine-normandie. L’eau et l’industrie, livre n°3.”

-
- [42] Ministère de l'écologie du développement durable et de l'énergie, "Classement 2012 des véhicules particuliers les moins émetteurs de CO₂," 2012.
- [43] A. Khelidj and A. Loukili, "Etude expérimentale du couplage hydro-chimique dans les bétons en cours de maturation: incidence sur les retraits," *Mater. Struct.*, vol. 31, no. November, pp. 588–594, 1998.
- [44] V. Baroghel-Bouny, P. Mounanga, A. Khelidj, A. Loukili, and N. Rafai, "Autogenous deformations of cement pastes," *Cem. Concr. Res.*, vol. 36, no. 1, pp. 123–136, Jan. 2006.
- [45] P. Turcry, A. Loukili, L. Barcelo, and J. M. Casabonne, "Can the maturity concept be used to separate the autogenous shrinkage and thermal deformation of a cement paste at early age?," *Cem. Concr. Res.*, vol. 32, no. 9, pp. 1443–1450, Sep. 2002.
- [46] S. A. Al-Saleh and R. Z. Al-Zaid, "Effects of drying conditions, admixtures and specimen size on shrinkage strains," *Cem. Concr. Res.*, vol. 36, no. 10, pp. 1985–1991, Oct. 2006.
- [47] S. E. Pihlajavaara, "A review of some of the main results of a research on the ageing phenomena of concrete: Effect of moisture conditions on strength, shrinkage and creep of mature concrete," *Cem. Concr. Compos.*, vol. 4, pp. 761–771, 1974.
- [48] Z. P. Bazant, *Mathematical Modeling of Creep and Shrinkage of Concrete*. 1988.
- [49] Z. P. Bazant and W. J. Raftshol, "Effect of cracking in drying and shrinkage specimens," *Cem. Concr. Res.*, vol. 12, pp. 209–226, 1981.
- [50] T. Ayano and F. H. Wittmann, "Drying, moisture distribution, and shrinkage of cement-based materials," *Mater. Struct.*, vol. 35, no. April, pp. 134–140, 2002.
- [51] T. C. Powers, L. E. Copeland, J. C. Hayes, and H. M. Mann, "Permeability of Portland Cement Paste," 1955.
- [52] V. Baroghel-bouny and J. Godin, "Experimental study on drying shrinkage of ordinary and high-performance cementitious materials," *RILEM Conf. Shrinkage*, vol. 3, no. 9, pp. 13–22, 2001.
- [53] A. Loukili, A. Khelidj, and P. Richard, "Hydration kinetics, change of relative humidity, and autogenous shrinkage of ultra-high-strength concrete," *Cem. Concr. Res.*, vol. 29, no. 4, pp. 577–584, Apr. 1999.

-
- [54] Z. C. Grasley, D. A. Lange, M. D. D'ambrosia, and S. Villalobos-chapa, "Relative Humidity in Concrete," *ACI Comm.*, vol. 236, no. October, pp. 51–57, 2006.
- [55] Z. C. Grasley, D. A. Lange, and M. D. D. Ambrosia, "Internal relative humidity and drying stress gradients in concrete," *Mater. Struct.*, pp. 901–909, 2006.
- [56] Z. C. Grasley and M. D. D'Ambrosia, "Viscoelastic properties and drying stress extracted from concrete ring tests," *Cem. Concr. Compos.*, vol. 33, no. 2, pp. 171–178, Feb. 2011.
- [57] D. Gawin, F. Pesavento, and B. a. Schrefler, "Modelling creep and shrinkage of concrete by means of effective stresses," *Mater. Struct.*, vol. 40, no. 6, pp. 579–591, Jul. 2006.
- [58] P. Zhang, F. H. Wittmann, T. Zhao, E. H. Lehmann, and P. Vontobel, "Neutron radiography, a powerful method to determine time-dependent moisture distributions in concrete," *Nucl. Eng. Des.*, vol. 241, no. 12, pp. 4758–4766, Dec. 2011.
- [59] V. Baroghel-Bouny, "Water vapour sorption experiments on hardened cementitious materials," *Cem. Concr. Res.*, vol. 37, no. 3, pp. 414–437, Mar. 2007.
- [60] M. Thiery, "Modélisation de la carbonatation atmosphérique des matériaux cimentaires. Prise en compte des effets cinétiques et des modifications microstructurales et hydriques," Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 2005.
- [61] H. Ranaivomanana, J. Verdier, a. Sellier, and X. Bourbon, "Toward a better comprehension and modeling of hysteresis cycles in the water sorption–desorption process for cement based materials," *Cem. Concr. Res.*, vol. 41, no. 8, pp. 817–827, Aug. 2011.
- [62] V. Genuchten, "A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils," *Soil Sci. Soc.*, vol. 44, 1980.
- [63] A. Fouga, F. Benboudjema, and J. Torrenti, "Simulation numérique du séchage et de ses effets dans les structures en béton," in *Transfert 2012*, 2012.
- [64] C. de Sa, F. Benboudjema, M. Thiery, and J. Sicard, "Analysis of microcracking induced by differential drying shrinkage," *Cem. Concr. Compos.*, vol. 30, no. 10, pp. 947–956, Nov. 2008.
- [65] J.-P. Carlier, N. Burlion, and T. Rougelot, "Evaluation comparative de modèles analytiques d' isothermes de sorption dans les matériaux cimentaires," in *Transfert 2012*, 2012.

-
- [66] V. Baroghel-Bouny, "Water vapour sorption experiments on hardened cementitious materials. Part II: Essential tool for assessment of transport properties and for durability prediction," *Cem. Concr. Res.*, vol. 37, no. 3, pp. 438–454, Mar. 2007.
- [67] Z. C. Grasley and D. a. Lange, "Constitutive modeling of the aging viscoelastic properties of portland cement paste," *Mech. Time-Dependent Mater.*, vol. 11, no. 3–4, pp. 175–198, Dec. 2007.
- [68] M. Neville Adam, *Propriétés des bétons*. 2000.
- [69] AFNOR, *Béton:Essai pour béton durci-Essai de porosité et de masse volumique NF P18-459*. 2010.
- [70] Q. City, T. Adam, O. Kroggel, and P. Gruebl, "Influence of the relative humidity on the hydration kinetics of concrete," in *2nd International Symposium on Advances in Concrete through Science and Engineering 11-13 September 2006, Quebec City, Canada*, 2006, no. September.
- [71] J. Crank, *The Mathematics Of Diffusion*. 1975.
- [72] Z. C. Grasley, "Closed-Form Solutions for Uniaxial Passive Restraint Experiments," *International Concrete Abstracts Portal*, 2010. .
- [73] J. Zhang, D. Hou, Y. Gao, and S. Wei, "Determination of Moisture Diffusion Coefficient of Concrete at Early Age from Interior Humidity Measurements," *Dry. Technol.*, vol. 29, no. 6, pp. 689–696, Apr. 2011.
- [74] M. Torrenti, L. Granger, M. Diruy, and P. Genin, "Modeling Concrete Shrinkage under Variable Ambient Conditions," *ACI Mater. J.*, no. 96–M05, pp. 35–39, 1999.
- [75] S. Diamond, "Mercury porosimetry An inappropriate method for the measurement of pore size distributions in cement-based materials," vol. 30, pp. 1517–1525, 2000.
- [76] Y. XI, Z. P. Bazant, and H. M. Jennings, "Moisture Diffusion in Cementitious Materials. Adsorption Isotherms," *Adv. Cem. BASED Mater.*, pp. 248–257, 1994.
- [77] P. J. Dees and J. Polderman, "Mercury porosimetry in pharmaceutical technology," *Powder Technol.*, vol. 29, no. 1, pp. 187–197, May 1981.
- [78] Y. Xi, Z. P. Bazant, L. Molina, and H. M. Jennings, "Moisture Diffusion in Cementitious Materials. Moisture Capacity and Diffusivity," *Adv. Cem. BASED Mater.*, pp. 258–266, 1994.

-
- [79] P.-M. Michaud, “Vers une approche chimio-poro-visco-élastique du comportement au jeune âge des bétons,” INSA Lyon, Université Laval, 2006.
- [80] A. Haouas, “Comportement au jeune âge des matériaux cimentaires – Caractérisation et modélisation chimio-hydro-mécanique du retrait,” ENS Cachan, 2007.
- [81] O. Coussy, *Poromechanics*. 2004.
- [82] European standard, *Eurocode 2: Design of concrete structures EN1992-1-1*. 2004, pp. 1–250.
- [83] P. C. Kreijger, “The skin of concrete Composition and properties,” *Mater. Constr.*, vol. 17, pp. 275–283, 1972.
- [84] Y. Wei and W. Hansen, “Characterizing Cracking Potential of Cementitious Mixtures Based on Shrinkage and Humidity Drop Rate,” *ACI Mater. J.*, no. 110, pp. 433–440, 2013.
- [85] J. R. Keeton, “Study of creep in concrete, Technical reports R333-I, R333-II, R333-III. U.S. Naval civil engineering laboratory, Port Hueneme, California,” 1965.
- [86] C. E. Wallo, E.M., Yuan, R.L., Lott, J.L., Kesler, ““Sixth progress report on prediction of creep in structural concrete from short time tests”. T & AM Report No. 658, Department of Theoretical and Applied Mechanics, University of Illinois at Urbana,” 1965.
- [87] C. Torben, W. Hansen, and A. H. Mattock, “Influence of size and shape of member on the shrinkage and creep of concrete,” *J. Am. Concr. Inst.*, vol. 63–10, pp. 267–290, 1966.
- [88] J. Almudaiheem and W. Hansen, “Effect of specimen size and shape on drying shrinkage of concrete,” *ACI Mater. J.*, vol. 84–M16, pp. 130–135, 1987.
- [89] W. Hansen and J. Almudaiheem, “Ultimate drying shrinkage of concrete-influence of major parameters,” *ACI Mater. J.*, vol. 84–M24, pp. 217–223, 1987.
- [90] J. Almudaiheem and W. Hansen, “Prediction of concrete drying shrinkage from short-term measurements,” *ACI Mater. J.*, vol. 86–M35, pp. 401–408, 1989.
- [91] A. Wedding, F. Wittmann, Z. Bazant, F. Alou, and J.-K. Kim, “Statistics of Shrinkage Test Data,” *Cem. Concr. Aggregates*, vol. 9, no. 2, p. 129, 1987.

-
- [92] Z. Bazant, J. K. Kim, F. H. Wittmann, and F. Alou, "Statistical Extrapolation of Shrinkage Data - Part II: Bayesian Updating," *ACI Mater. J.*, no. 84, pp. 83–91, 1987.
- [93] S. Miyazawa and E. Tazawa, "Influence of specimen size and relative humidity on shrinkage of high-strength concrete," *Concr. Sci. Eng.*, vol. 3, no. March, pp. 39–46, 2001.
- [94] K. Van Breugel, H. Ouwerkerk, R. C. Industry, and J. De Vries, "Effect of mixture composition and size effect on shrinkage of high strength concrete," *RILEM 2000*, pp. 161–177, 2000.
- [95] "CEB-FIP Model code 1990."
- [96] Z. P. Bazant and W. . Murphy, "Creep and shrinkage prediction model for analysis and design of concrete structures model B3.pdf," 1995.
- [97] ACI Committee 209, "Guide for Modeling and Calculating Shrinkage and Creep in Hardened Concrete," 2008.
- [98] R. Wendner, M. H. Hubler, and Z. P. Bazant, "The B4 model for multi-decade creep and shrinkage prediction," in *Proceedings of the ninth international conference on creep, shrinkage, and durability mechanics (Concreep-9)*, 2013, pp. 429–436.
- [99] J. M. Torrenti and F. Benboudjema, "Dessiccation shrinkage of large structures: is there a size effect?," in *Proceedings of the ninth international conference on creep, shrinkage, and durability mechanics (Concreep-9)*, 2013, no. 1966, pp. 404–411.
- [100] O. Coussy, V. Baroghel-Bouny, P. Dangla, and M. Mainguy, "Evaluation de la perméabilité à l'eau liquide des bétons à partir de leur perte de masse durant le séchage," *Rev. Française Génie Civ.*, vol. 5, no. 2–3, pp. 269–284, Apr. 2001.
- [101] V. Baroghel-Bouny, M. Mainguy, T. Lassabatere, and O. Coussy, "Characterization and identification of equilibrium and transfer moisture properties for ordinary and high-performance cementitious materials," *Cem. Concr. Res.*, vol. 29, no. 8, pp. 1225–1238, Aug. 1999.
- [102] M. Mainguy, "Modèles de diffusion non-linéaires en milieu poreux. Applications à la dissolution et au séchage des matériaux cimentaires.," 1999.
- [103] M. Mainguy, O. Coussy, and V. Baroghel-bouny, "Role of air pressure in drying of weakly permeable materials," *J. Eng. Mech.*, no. June, pp. 582–592, 2001.
- [104] M. Thiery, V. Baroghel-bouny, N. Bourneton, G. Villain, and C. Stéfani,

- “Modélisation du séchage des bétons-Analyse des différents modes de transfert hydrique,” *Rev. Eur. GENIE Civ.*, vol. 11, pp. 541–577, 2007.
- [105] F. Benboudjema and J. Torrenti, “Prediction of drying shrinkage in concrete structures: study of size effect,” in *International RILEM Conference on Advances in Construction Materials Through Science and Engineering*, 2011, pp. 288–293.
- [106] R. T. 107-CSP, “Measurement of time-dependent strains of concrete,” *Mater. Struct.*, vol. 31, no. October 1998, pp. 507–512, 1998.
- [107] K. Sakata, “Prediction of Concrete Creep and Shrinkage of concrete,” in *Proceedings of the Fifth International RILEM Symposium*, 1993, pp. 649–654.
- [108] S. Baweja and Z. Bazant, “Creep and Shrinkage Prediction Model for Analysis and Design of Concrete Structures: Model B3,” vol. 83, 2001.
- [109] ACI Committee 209, “Guide for Modeling and Calculating Shrinkage and Creep,” 2008.
- [110] M. Tia, Y. Liu, B. Haranki, and Y.-M. Su, “Modulus of elasticity , creep and shrinkage of concrete – phase ii part 1 – creep study,” 2009.
- [111] Z. P. Bazant, F. H. Wittmann, J. K. Kim, and F. Alou, “Statistical Extrapolation of Shrinkage Data-Part I: Regression,” *ACI Mater. J.*, no. 84, pp. 20–34, 1987.
- [112] S. A. Kristiawan and S. Sangadji, “Prediction model for shrinkage of lightweight aggregate concrete,” *ASIAN J. Civ. Eng.*, vol. 10, no. 5, 2009.
- [113] L. Granger, “Comportement différé du béton dans les enceintes de centrales nucléaires: Analyse et modélisation,” 1995.
- [114] A. Delaplace and H. Noyalet, “A simple two-stage model for simulating drying shrinkage vs. Mass-loss evolution of concrete,” in *VIII International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures FraMCoS-8*, 2013.
- [115] O. M. Jensen and P. F. Hansen, “Water-entrained cement-based materials I . Principles and theoretical background \$,” vol. 31, pp. 647–654, 2001.
- [116] T. Aly and J. G. Sanjayan, “Effect of Pore-Size Distribution,” *J. Mater. Civ. Eng.*, pp. 525–532.
- [117] J. Therrien, B. Bissonnette, and A. Cloutier, “Early-age evolution of the mass transfer properties in mortar and its influence upon ultimate shrinkage,” in *nternational RILEM*

- Workshop on Shrinkage of Concrete (Shrinkage 2000)*, 2000, pp. 247–268.
- [118] Balayssac, Détriché, and Diafat, “Influence de la durée d’une cure humide sur les caractéristiques mécaniques de bétons d’usage courant (Effect of wet curing duration upon mechanical properties of commonly-used concretes),” *Mater. Struct.*, vol. 30, no. June, pp. 284–292, 1997.
- [119] Al-Ani Samir H. and A.-Z. M. A.K., “The effect of curing period and curing delay on concrete in hot weather,” *Mater. Struct.*, vol. 21, pp. 205–212, 1988.
- [120] I. Soroka, A. Bentur, and H. Jaegermann, “Short-term steam-curing and concrete later-age strength,” *Matériaux Constr.*, vol. 11, no. 62, pp. 93–96.
- [121] *Cahier des clauses techniques générales applicables aux marchés publics de travaux. Fascicule N°65. Exécution des ouvrages de génie civil en béton armé ou précontraint.* 2012.
- [122] R. H. Mills, “Strenght-maturity relationship for concrete which is allowed to dry,” in *International symposium on concrete and reinforced concrete in hot countries*, 1960.
- [123] Z. P. Bazant, “Thermodynamics of hindered adsorption and its implications for hardened cement paste and concrete,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 2, pp. 1–16, 1972.
- [124] F. Benboudjema, “Modélisation des déformations différées du béton sous sollicitations biaxiales. Application aux enceintes de confinement de bâtiments réacteurs des centrales nucléaires,” Université de Marne La Vallée, 2002.
- [125] N. Reviron, “Etude du fluage des bétons en traction. Application aux enceintes de confinement des centrales nucléaires à eau sous pression,” 2009.
- [126] T. C. Powers, “Mechanism of shrinkage and reversible creep of hardened cement paste,” in *Int. Conf. on the Sstructure of Concrete, London*, 1965, pp. 319–344.
- [127] Ishai, “the time-dependent deformational behavior of cement paste, mortar and concrete,” in *Proceedings of the concference on structure on concrete and its behaviour under load, cement and concrete association, London*, 1965, pp. 345–364.
- [128] R. Feldman and P. Sereda, “A new model for hydrated Portland cement and its practical implications,” *Eng. J.*, no. 53, pp. 53–59, 1970.
- [129] F. . Wittmann, “Surface tension, shrinkage, and strength of hardened cement paste,” *Mater. Struct.*, pp. 547–552, 1968.

- [130] Soroka, *Portland cement paste and concrete*. 1979.
- [131] E. Rozière, A. Loukili, and F. Cussigh, “A performance based approach for durability of concrete exposed to carbonation,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 23, no. 1, pp. 190–199, Jan. 2009.
- [132] T. Mauroux, “Impact du séchage sur les propriétés d’adhérence entre un mortier et un support: influence de l’adjuvantation par des éthers cellulose,” Université de La Rochelle, 2011.
- [133] J. Monge, “Fissuration des mortiers en couches minces - Effet de l’hydratation, du séchage et de la carbonatation,” ENS Cachan, 2014.
- [134] Z. P. Bazant and F. H. Wittmann, *Creep and Shrinkage in Concrete Structures*. 1982.
- [135] J. Baron, “Les retraits de la pâte de ciment,” *Press. l’Ecole Natl. des Ponts Chaussées*, pp. 485–501, 1982.
- [136] V. Baroghel-bouny, “Caractérisation des pâtes de ciment et des bétons,” 1994.
- [137] P. Acker, “Comportement mécanique du béton: apport de l’approche physico-chimique,” 1988.
- [138] Z. P. Bazant, “Thermodynamics of hindered adsorption and its implications for hardened cement paste and concrete,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 2, pp. 1–16, 1972.
- [139] F. A. Oluokun, “Prediction of Concrete Tensile Strength from Its Compressive Strength: Evaluation of Existing Relations for Normal Weight Concrete,” *ACI Mater. J.*, vol. 88, no. M37, pp. 302–309, 1992.
- [140] A. Leemann, P. Lura, and R. Loser, “Shrinkage and creep of SCC – The influence of paste volume and binder composition,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 25, no. 5, pp. 2283–2289, May 2011.
- [141] A. F. Stock, D. J. Hannant, and R. I. T. Williams, “the effect of aggregate concentration upon the strength and modulus of elasticity of concrete,” *Mag. Concr. Res.*, vol. 31, no. 109, p. 225 234, 1979.
- [142] S. Kolas and C. Georgiou, “The effect of paste volume and of water content on the strength and water absorption of concrete,” *Cem. Concr. Compos.*, vol. 27, no. 2, pp. 211–216, Feb. 2005.
- [143] M. I. A. Khokhar, “Optimisation of concrete mix design with high content of mineral

- additions: effect on microstructure, hydration and shrinkage,” Ecole Centrale de Nantes, 2010.
- [144] M. Valcuende, E. Marco, C. Parra, and P. Serna, “Influence of limestone filler and viscosity-modifying admixture on the shrinkage of self-compacting concrete,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 42, no. 4, pp. 583–592, Apr. 2012.
- [145] X. Chen, S. Wu, and J. Zhou, “Influence of porosity on compressive and tensile strength of cement mortar,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 40, pp. 869–874, Mar. 2013.
- [146] W. Hansen, “Constitutive model for predicting ultimate drying shrinkage of concrete,” *J. Am. Ceram. Soc.*, vol. 32, pp. 329–332, 1987.
- [147] E. R. Franklin and T. M. J. King, “Relations between compressive and indirect-tensile strengths of concrete,” 1971.
- [148] V. Bonavetti, H. Donza, G. Menéndez, O. Cabrera, and E. F. Irassar, “Limestone filler cement in low w/c concrete: A rational use of energy,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 33, no. 6, pp. 865–871, Jun. 2003.
- [149] R. K. Dhir, M. C. Limbachiya, M. J. McCarthy, and a. Chaipanich, “Evaluation of Portland limestone cements for use in concrete construction,” *Mater. Struct.*, vol. 40, no. 5, pp. 459–473, Jan. 2007.
- [150] M. S. Meddah, M. C. Lmbachiya, and R. K. Dhir, “Potential use of binary and composite limestone cements in concrete production,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 58, pp. 193–205, May 2014.
- [151] D. P. Bentz, “Influence of water-to-cement ratio on hydration kinetics: Simple models based on spatial considerations,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 36, no. 2, pp. 238–244, Feb. 2006.
- [152] G. Ye, X. Liu, G. De Schutter, a.-M. Poppe, and L. Taerwe, “Influence of limestone powder used as filler in SCC on hydration and microstructure of cement pastes,” *Cem. Concr. Compos.*, vol. 29, no. 2, pp. 94–102, Feb. 2007.
- [153] B. Lothenbach, “Thermodynamic equilibrium calculations in cementitious systems,” *Mater. Struct.*, vol. 43, no. 10, pp. 1413–1433, Apr. 2010.
- [154] A. Caquot, “Rôle des Matériaux Inertes dans le Béton,” *Mémoire la Société des Ingénieurs Civ. Fr.*, p. July–Aug 1937, 1937.
- [155] F. de Larrard and P. Tondat, “Sur la contribution de la topologie du squelette granulaire

- à la resistance en compression du béton,” *Mater. Struct.*, vol. 26, pp. 505–516, 1993.
- [156] Y. Xie, D. J. Corr, F. Jin, H. Zhou, and S. P. Shah, “Experimental Study of the Interfacial Transition Zone ITZ of Model Rock-filled concrete (RFC),” *Cem. Concr. Compos.*, Sep. 2014.
- [157] A. Darquennes, E. Rozière, M. I. A. Khokhar, P. Turcry, A. Loukili, and F. Grondin, “Long-term deformations and cracking risk of concrete with high content of mineral additions,” *Mater. Struct.*, vol. 45, no. 11, pp. 1705–1716, Jun. 2012.
- [158] R. N. Swamy and H. Stavrides, “Influence of Fiber Reinforcement on Restrained Shrinkage and Cracking,” *ACI Mater. J.*, vol. March, no. 76, pp. 443–460, 1979.
- [159] J. Weiss, W. Yang, and S. P. Shah, “Shrinkage cracking of restrained concrete slabs,” *J. Eng. Mech.*, no. July, pp. 765–774, 1998.
- [160] A. Bentur, “Chapter 6.5: early age cracking tests. RILEM state of the art report-early age cracking in cementitious systems,” 2002.
- [161] ASTM, “ASTM C1581/C1581M-09a: Standard Test Method for Determining Age at Cracking and Induced Tensile Stress Characteristics of Mortar and Concrete under Restrained Shrinkage,” 2004.
- [162] W. J. Weiss, “Prediction of early-age shrinkage cracking in concrete-chapter 2: Literature review,” 1999.
- [163] W. Dong, X. Zhou, and Z. Wu, “A fracture mechanics-based method for prediction of cracking of circular and elliptical concrete rings under restrained shrinkage,” *Eng. Fract. Mech.*, Oct. 2014.
- [164] K. Kovler, J. Sikuler, and A. Bentur, “Restrained shrinkage tests of fibre-reinforced concrete ring specimens: effect of core thermal expansion,” *Mater. Struct.*, pp. 231–237, 1993.
- [165] M. Grzybowski and S. P. Shah, “Shrinkage Cracking of Fiber Reinforced Concrete,” *ACI Mater. J.*, no. 87, pp. 138–148, 1990.
- [166] P. Kraai, “A proposed test to determine the cracking potential due to drying shrinkage of concrete,” 1985.
- [167] C. A. Shaeles and K. C. Hover, “Influence of Mix Proportions and Construction Operations on Plastic Shrinkage Cracking in Thin Slabs,” *ACI Mater. J.*, no. 85, pp. 495–504, 1988.

-
- [168] J. Saliba, “Apport de l’émission acoustique dans la compréhension et la modélisation du couplage fluage-endommagement du béton,” Ecole Centrale de Nantes, 2012.
- [169] H. T. See, E. K. Attiogbe, and M. A. Miltenberger, “Shrinkage Cracking Characteristics of Concrete Using Ring Specimens,” *ACI Mater. J.*, no. 100, pp. 239–245, 2004.
- [170] X. Yao and Y. Wei, “Design and verification of a testing system for strength, modulus, and creep of concrete subject to tension under controlled temperature and humidity conditions,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 53, pp. 448–454, Feb. 2014.
- [171] A. M. Paillere, M. Buil, and J. J. Serrano, “Effect of Fiber Addition on the Autogenous Shrinkage of Silica Fume Concrete,” *ACI Mater. J.*, no. 86, pp. 139–144, 1989.
- [172] K. Kolver, “Testing system for determining the mechanical behaviour of early age concrete under restrained and free uniaxial shrinkage,” *Mater. Struct.*, vol. 27, pp. 324–330, 1994.
- [173] T. Aly and J. G. Sanjayan, “Factors contributing to early age shrinkage cracking of slag concretes subjected to 7-days moist curing,” *Mater. Struct.*, vol. 41, no. 4, pp. 633–642, Jun. 2007.
- [174] A. Radlinska and J. Weiss, “Assessing the repeatability of the restrained ring test,” in *Brittle Matrix Composites 9*, 2009, pp. 335–346.
- [175] AASHTO, “AASHTO PP34-99: Standard practice for cracking tendency using a ring specimen,” 2005.
- [176] A. B. Hossain and J. Weiss, “The role of specimen geometry and boundary conditions on stress development and cracking in the restrained ring test,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 36, no. 1, pp. 189–199, Jan. 2006.
- [177] S. Dean, J.-H. Moon, F. Rajabipour, B. Pease, and J. Weiss, “Quantifying the Influence of Specimen Geometry on the Results of the Restrained Ring Test,” *J. ASTM Int.*, vol. 3, no. 8, p. 100436, 2006.
- [178] P. B. Bamforth, *Early-age thermal crack control in concrete*. London, 2007.
- [179] K. Kovler and A. Bentur, “Cracking Sensitivity of Normal- and High-Strength Concretes,” *ACI Mater. J.*, no. 106, pp. 537–542, 2009.
- [180] S. Zhutovsky, K. Kovler, and A. Bentur, “Effect of hybrid curing on cracking potential

- of high-performance concrete,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 54, pp. 36–42, Dec. 2013.
- [181] P. Turcry, A. Loukili, K. Haidar, G. Pijaudier-cabot, and A. Belarbi, “Cracking Tendency of Self-Compacting Concrete Subjected to Restrained Shrinkage : Experimental Study and Modeling,” *J. Mater. Civ. Eng.*, 2006.
- [182] U. Graf, *Applied Laplace Transforms and z Transforms for Scientists and Engineers*. Basel, Switzerland, 2004.
- [183] H. Hassanzadeh and M. Pooladi-Darvish, “Comparison of different numerical Laplace inversion methods for engineering applications,” *Appl. Math. Comput.*, vol. 189, no. 2, pp. 1966–1981, Jun. 2007.
- [184] S. P. Shah, Stuart E. Swartz, and C. Ouyang, *Fractures mechanics of concrete*. 1995.
- [185] W. D. Pilkey and D. F. Pilkey, *Peterson’s stress concentration factors*, Third. 2008.
- [186] S. A. Altoubat and D. A. Lange, “Creep , Shrinkage , and Cracking of Restrained Concrete at Early Age,” *ACI Mater. J.*, no. 98, 2001.
- [187] A. Turatsinze, H. Farhat, and J. Granju, “Cracking resistant cement-based material,” in *5th International RILEM Conference on Cracking in Pavements: Mitigation, Risk Assessment and Prevention*, 2004, no. Lmdc.
- [188] T. Dittmer and H. Beushausen, “The effect of coarse aggregate content and size on the age at cracking of bonded concrete overlays subjected to restrained deformation,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 69, pp. 73–82, Oct. 2014.
- [189] O. Esping, “Effect of limestone filler BET(H₂O)-area on the fresh and hardened properties of self-compacting concrete,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 38, no. 7, pp. 938–944, Jul. 2008.

Annexes

Annexe 1 : fiches techniques des matériaux

Version du : 23/01/2012
N° certificat CE : 0333-CPD-5202

Fiche produit de

Villiers au Bouin
CEM I 52,5 N CE CP2 NF

Caractéristiques physiques et mécaniques

Compression en MPa				Eau pâte pure en %	Début de prise en mn à 20 °C	Chaleur en J/g à 41h	Masse volumique en g/cm³	Surface Blaine en cm²/g	Stabilité en mm
1j	2j	7j	28j						
nd	31	48	59	28.0	160	355	3.13	3900	1

Composition élémentaire (%)		Constituants (%)		Caractéristiques des constituants		
				Nature	Caractéristiques	
Perte au feu	2.4	Principaux		<u>Clinker (K)</u> <u>Villiers</u>	CaO/SiO ₂	3.1
SiO ₂	19.6	Clinker (K) de	98.0		C3S+C2S	78
Al ₂ O ₃	4.5	<i>Villiers au Bouin</i>			MgO (%)	4.1
Fe ₂ O ₃	2.3	Laitier (S)			C3S (%)	69
TiO ₂	0.2	Cendres (V)			C2S (%)	9
MnO	0.0	Calcaire (L ou LL)			C3A (%)	9
CaO	63.7	Fumées de silice (D)			C4AF (%)	7
MgO	3.9					
SO ₃	2.6	Secondaires				
K ₂ O	0.70	Calcaire (L ou LL)	1.0			
Na ₂ O	0.13	Fines de cru (F)	1.0	<u>Laitier (S)</u>	Laitier vitreux (%)	
P ₂ O ₅	0.2			<u>Cendres (V)</u>	(CaO+MgO)/SiO ₂	
S ⁻	<0.02	Total	100.0		CaO+MgO+SiO ₂ (%)	
Cl ⁻	0.02				PF (%)	
		Sulfate de calcium		<u>Calcaire</u> <u>(L ou LL)</u>	CaO réactive (%)	
		Gypse	4.2		SiO ₂ réactive (%)	
		Anhydrite			CaCO ₃ (%)	92.9
Insoluble CEN	0.6	Additifs		<u>Fumées</u> <u>de silice (D)</u>	Adsorption bleu méthylène (g/100g)	0.6
Na ₂ O éq. actif	0.58	Agent de mouture			TOC (%)	0.06
		Cloter F5903 (AXIM)	0.033		SiO ₂ amorphe (%)	
					PF (%)	
		Agent réducteur			Aire massique BET (m²/kg)	
Colorimétrie (L*)	65	Sulfate de fer	0.25			

Mouture	
Broyeur(s)	1

Stockage	
Silo(s)	cf plan de silotage

Etablissement	Vrac	Ensachage
Usine de Villiers au Bouin	Oui	Non

Betocarb® HP - EB

SITE: ERBRAY, France

DESCRIPTION DU PRODUIT: Addition calcaire sélectionnée pour bétons hydrauliques et filler pour bétons hydrauliques hautes performances (EN 12620). Ce produit est de catégorie A selon la norme NF P 18-508.

COMPOSITION TYPE	CaCO ₃	96.3	%
DE LA ROCHE:	Carbonates totaux	96.9	%
	Chlorures	0.002	%
	Sulfates	0.003	%
	Soufre total	0.090	%
	Matières organiques	0.04	%
	Essai au bleu de méthylène	0.5	g/kg
	Alcalins équivalents	0.010	%
	Silice totale	0.9	%
	Réactivité aux alcalins	NR	

CARACTERISTIQUES TYPES	Granulométrie:		
DU PRODUIT:	- Particules < 2 mm	100	%
	- Particules < 0.125 mm	94	%
	- Particules < 0.063 mm	83	%
	- Surface spécifique Blaine	435	m ² /kg

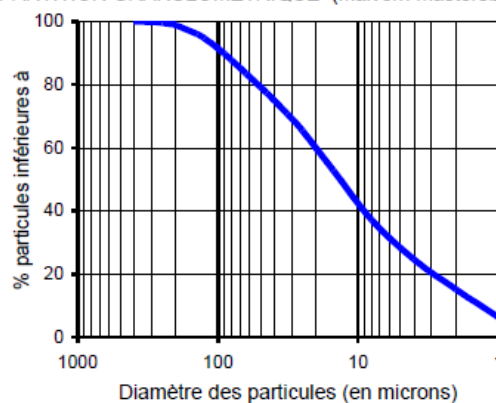
Blancheur CIE L*	84.4
Indice d'activité à 28 jours	0.79
Taux d'humidité départ usine	0.2 %

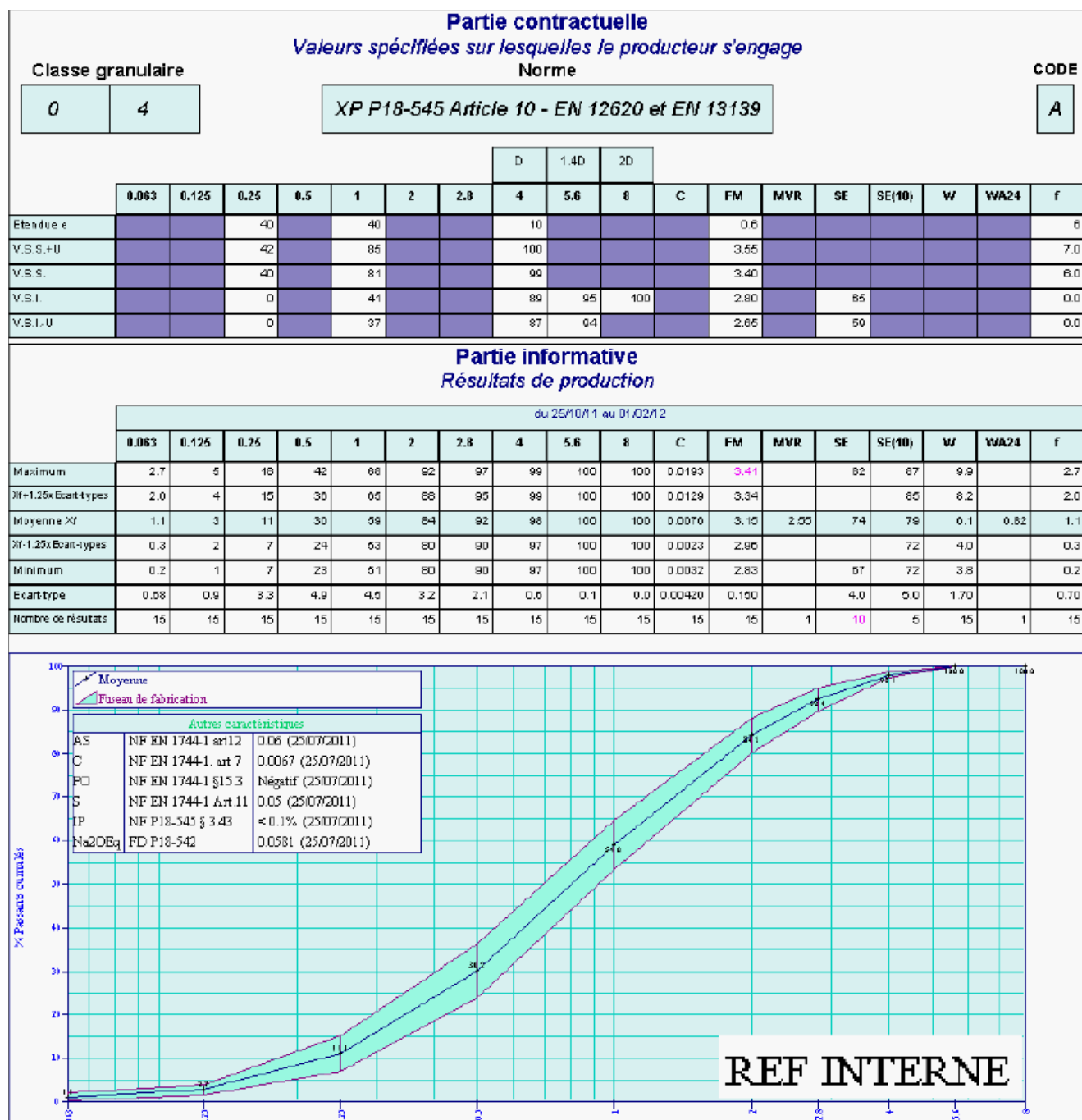
CARACTERISTIQUES GENERALES	Densité	2.7	g/ml
DU PRODUIT:	Densité apparente tassée	1.6	g/ml

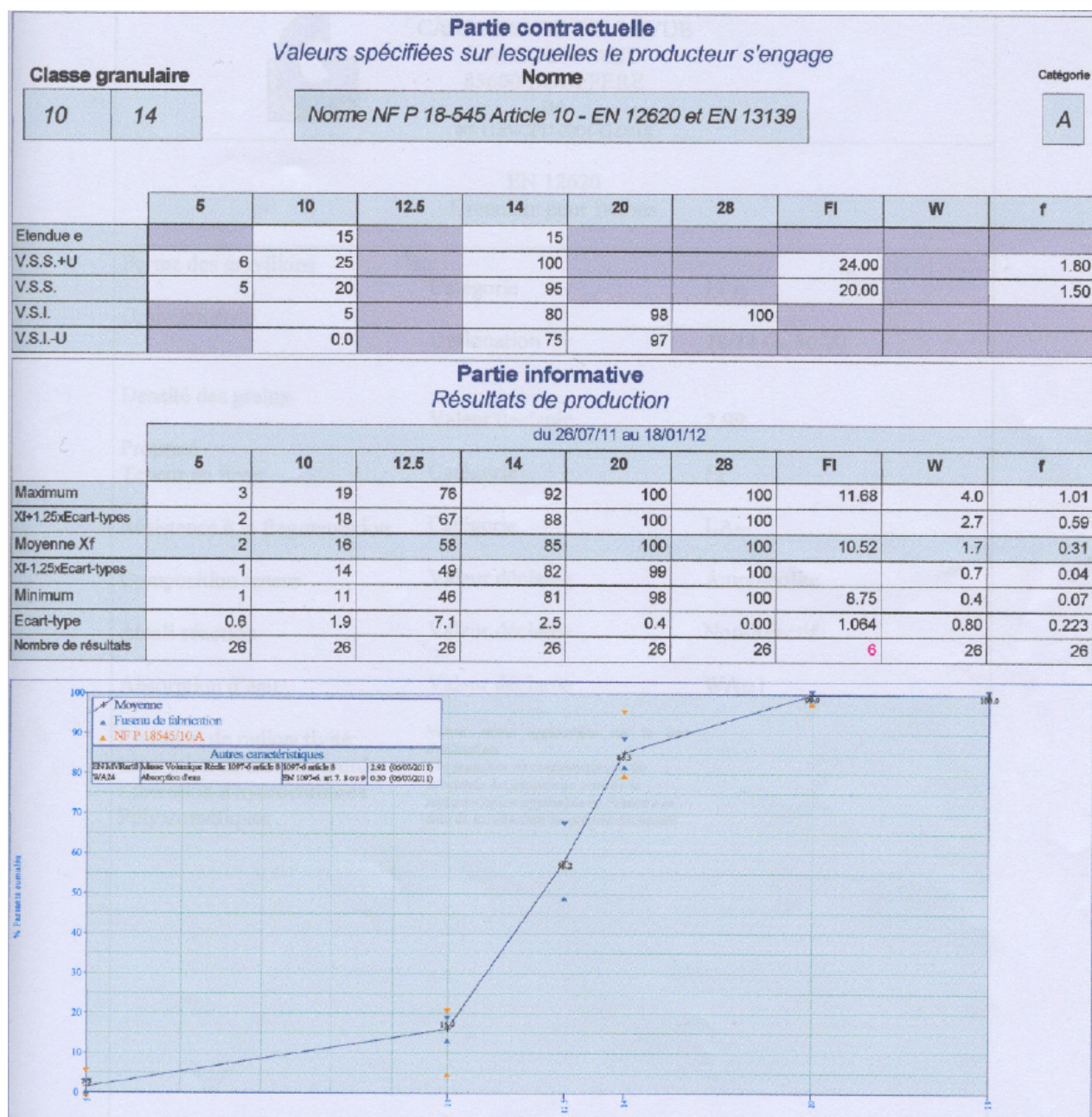
APPLICATIONS PRINCIPALES:

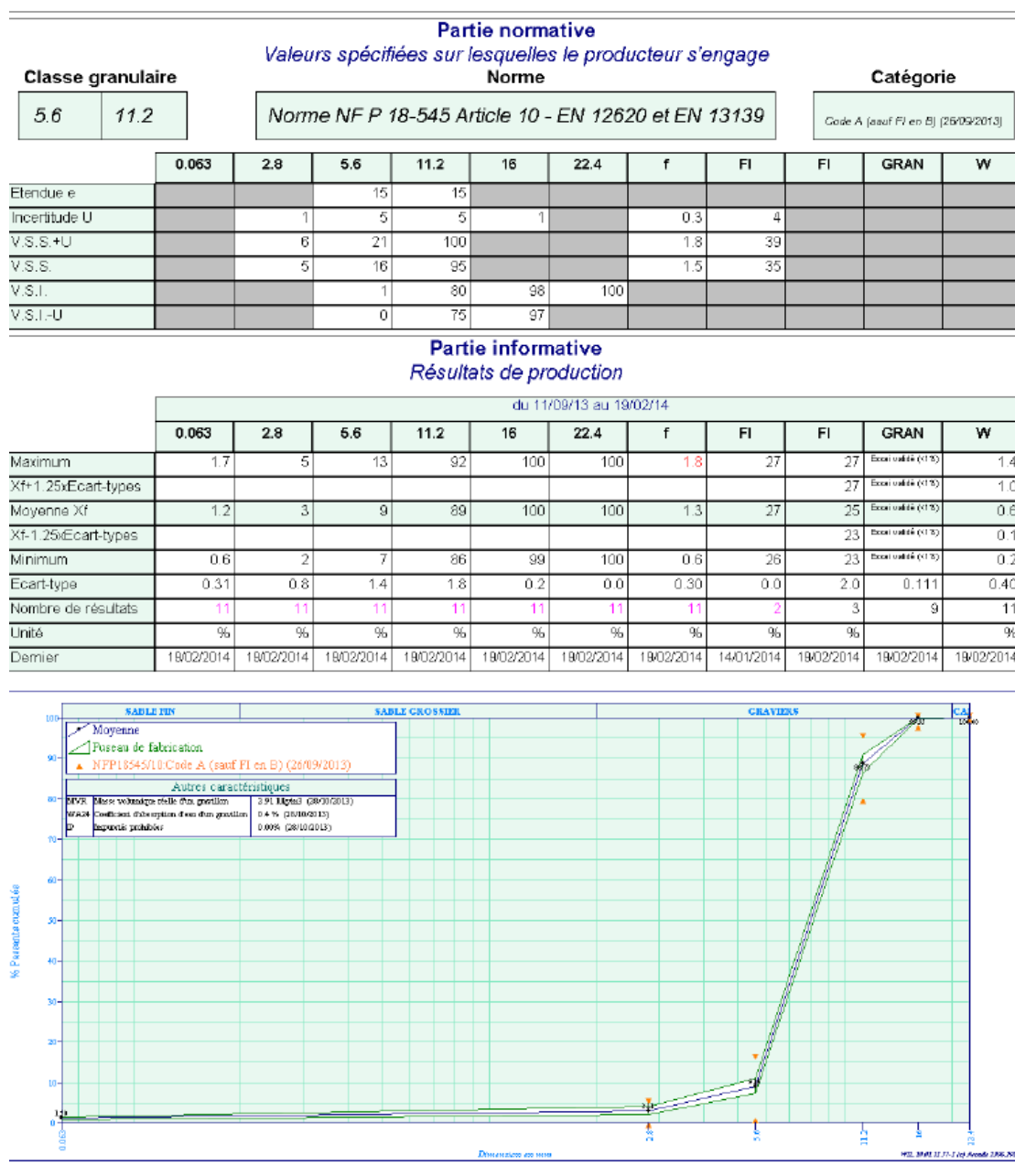
Béton auto-plaçant
Béton prêt à l'emploi
Eléments préfabriqués architectoniques
Applications spéciales
- Béton projeté

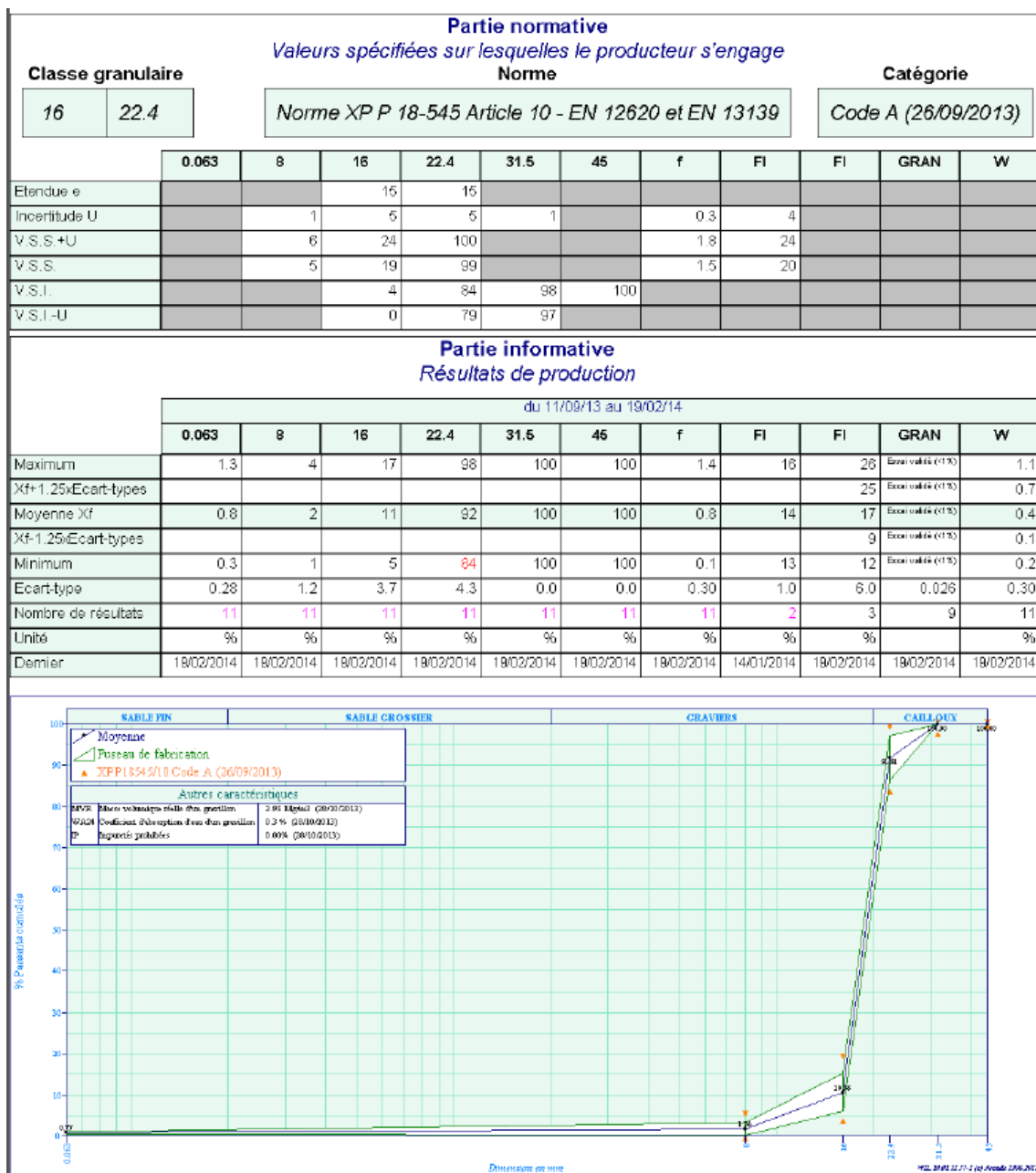
REPARTITION GRANULOMETRIQUE (Malvern Mastersizer 2000):

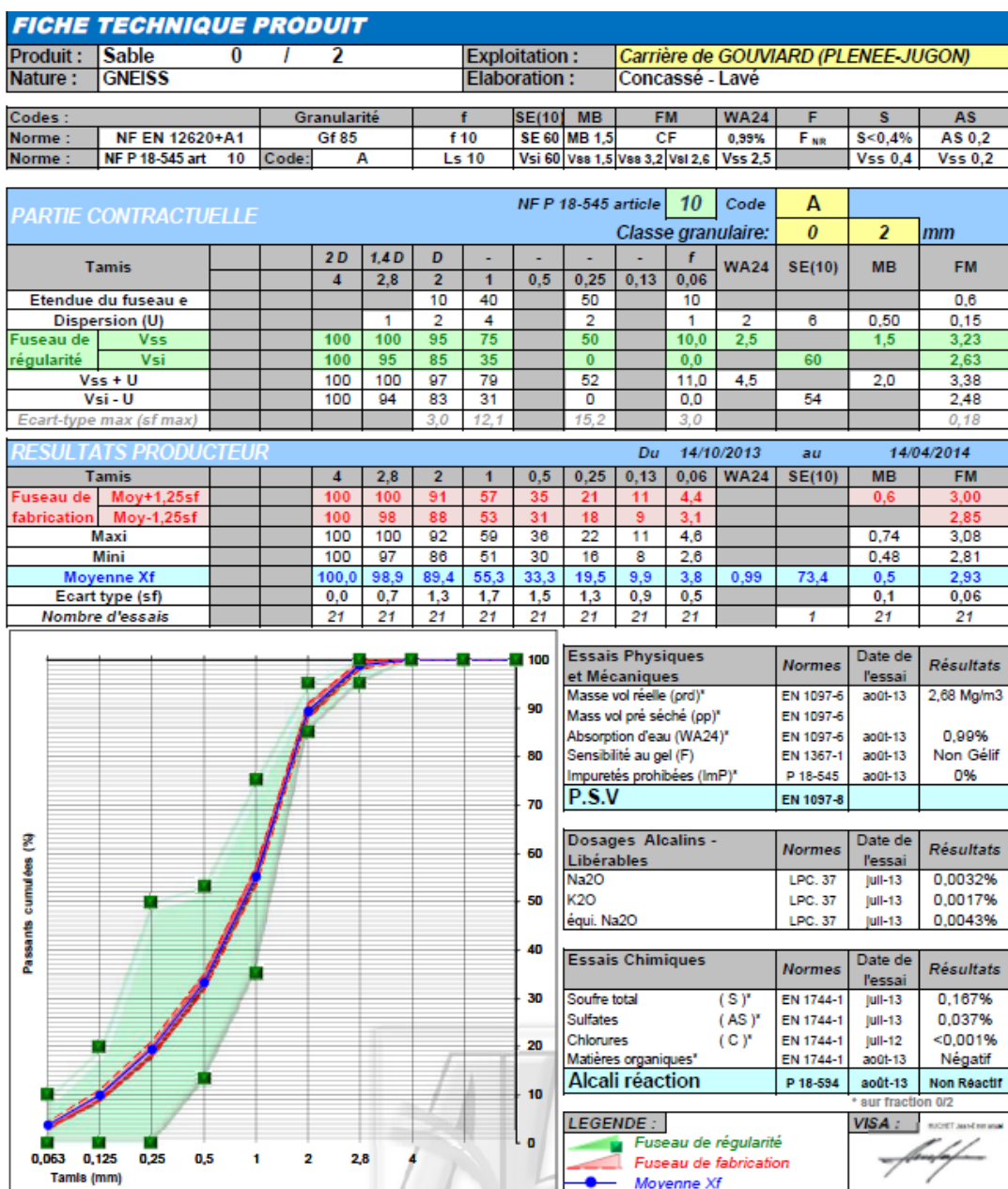












Note : Granulat répondant aux dispositions de la norme NF EN 12620+A1 selon le niveau d'attestation de conformité 2+ du marquage CE

Granulats : GRAVILLON 6.3/10
Péetrographie : Cornéenne
Elaboration : Concassé

Partie contractuelle

Valeurs spécifiées sur lesquelles le producteur s'engage

Classe granulaire

6.3 10

Norme

Norme NF P 18-545 Article 10

Code

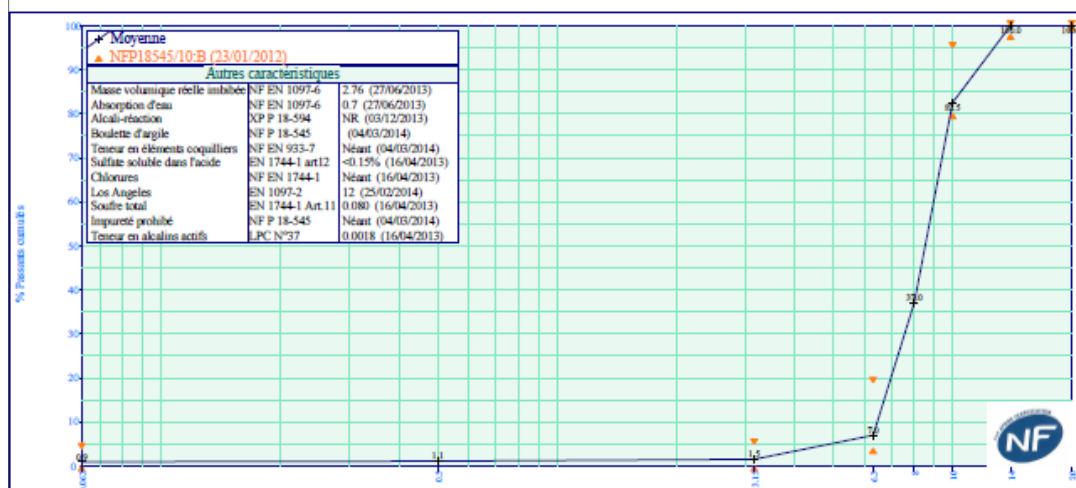
B (23/01/2012)

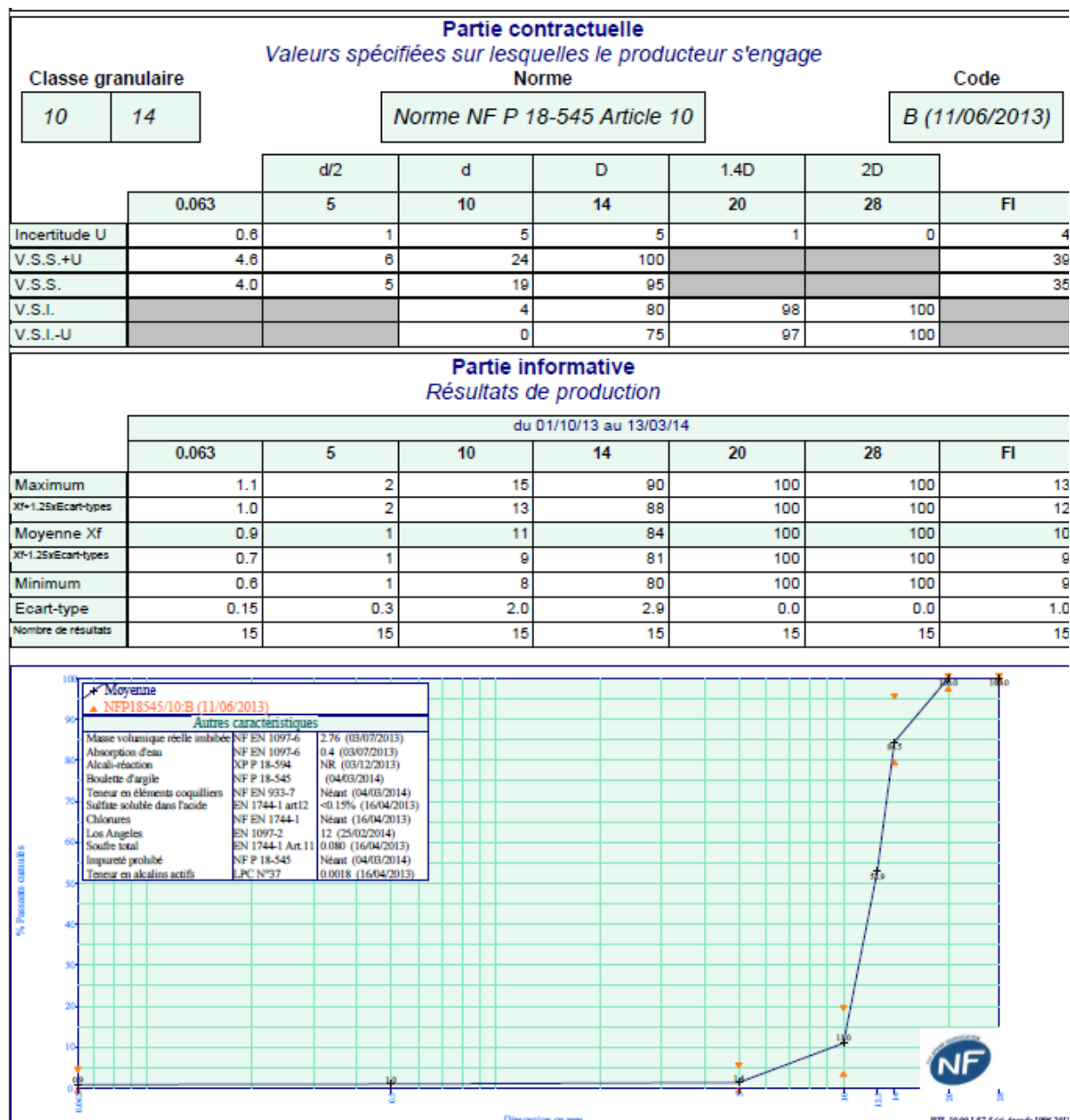
	0.063	d/2 3.15	d 6.3	D 10	1.4D 14	2D 20	FI
Incertitude U	0.8	1	5	5	1	0	4
V.S.S.+U	4.6	6	24	100			39
V.S.S.	4.0	5	19	95			35
V.S.I.			4	80	98	100	
V.S.I.-U			0	75	97	100	

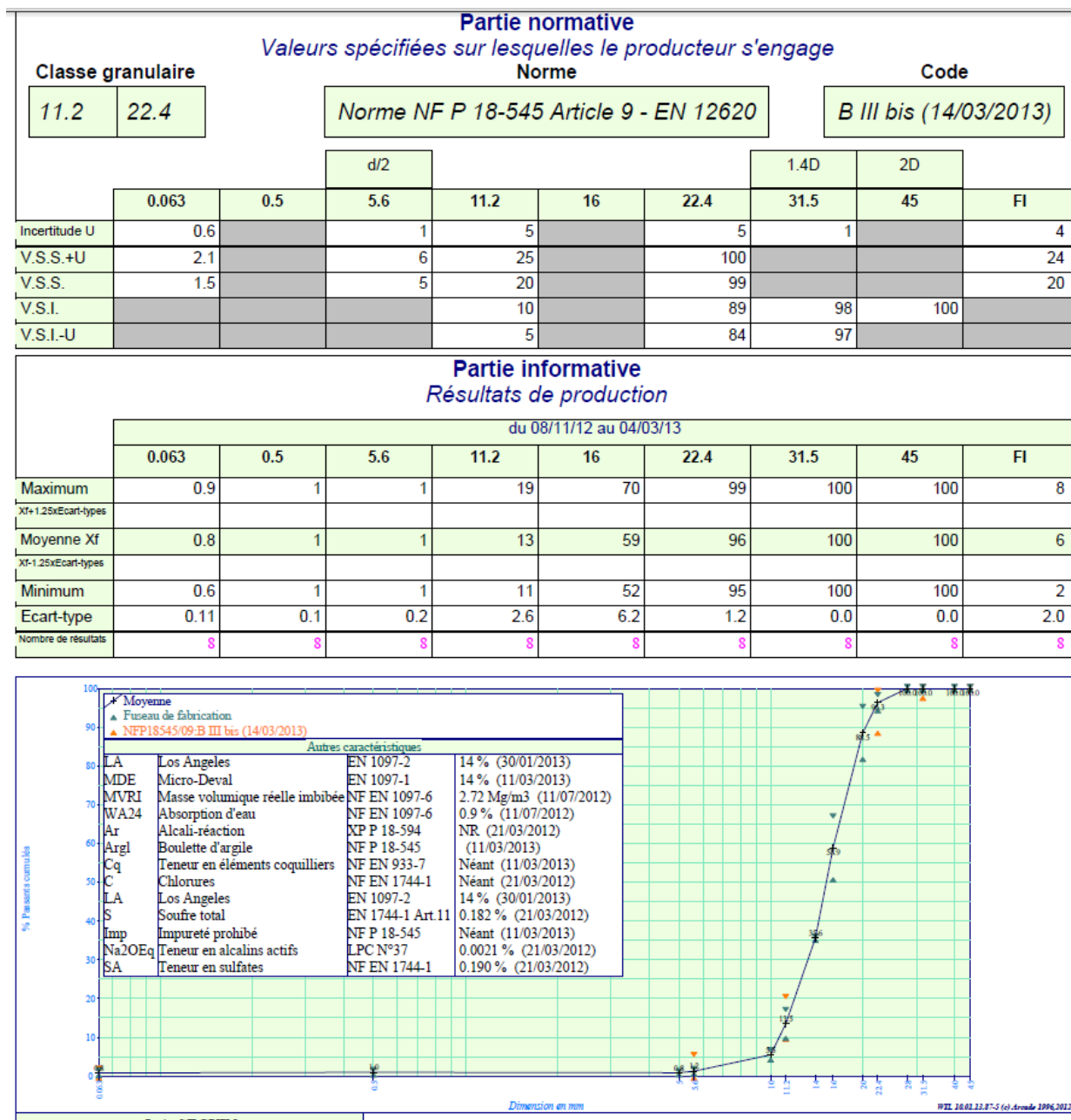
Partie informative

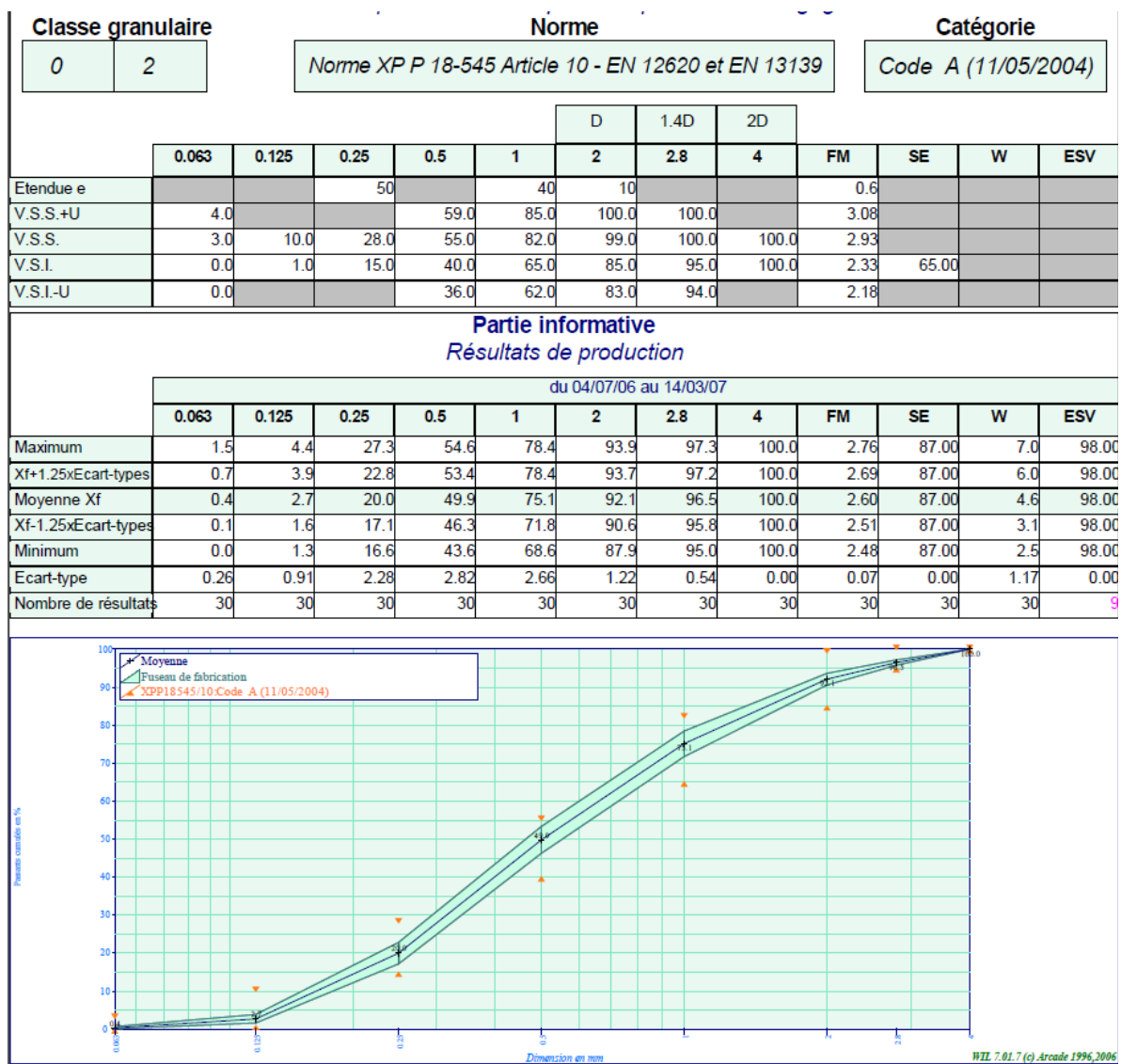
Résultats de production

	du 01/10/13 au 19/03/14						
	0.063	3.15	6.3	10	14	20	FI
Maximum	1.7	3	10	88	100	100	16
Xf+1.25xÉcart-types	1.2	2	9	86	100	100	14
Moyenne Xf	0.9	2	7	83	100	100	13
Xf-1.25xÉcart-types	0.6	1	5	80	100	100	11
Minimum	0.5	1	4	77	99	100	11
Écart-type	0.26	0.4	1.4	2.4	0.1	0.0	1.0
Nombre de résultats	28	28	28	28	28	28	27



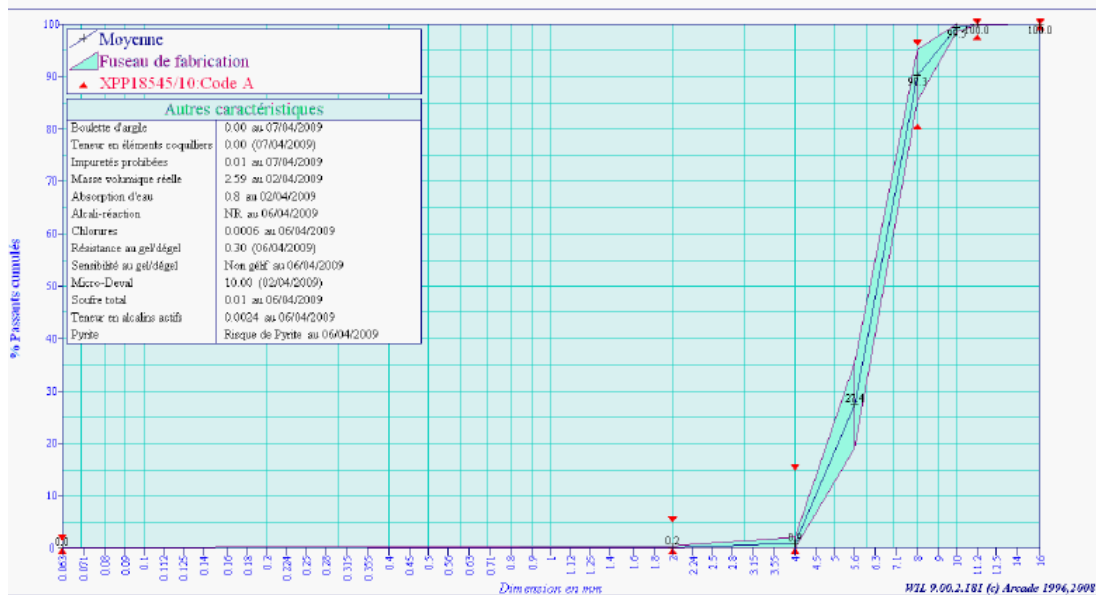


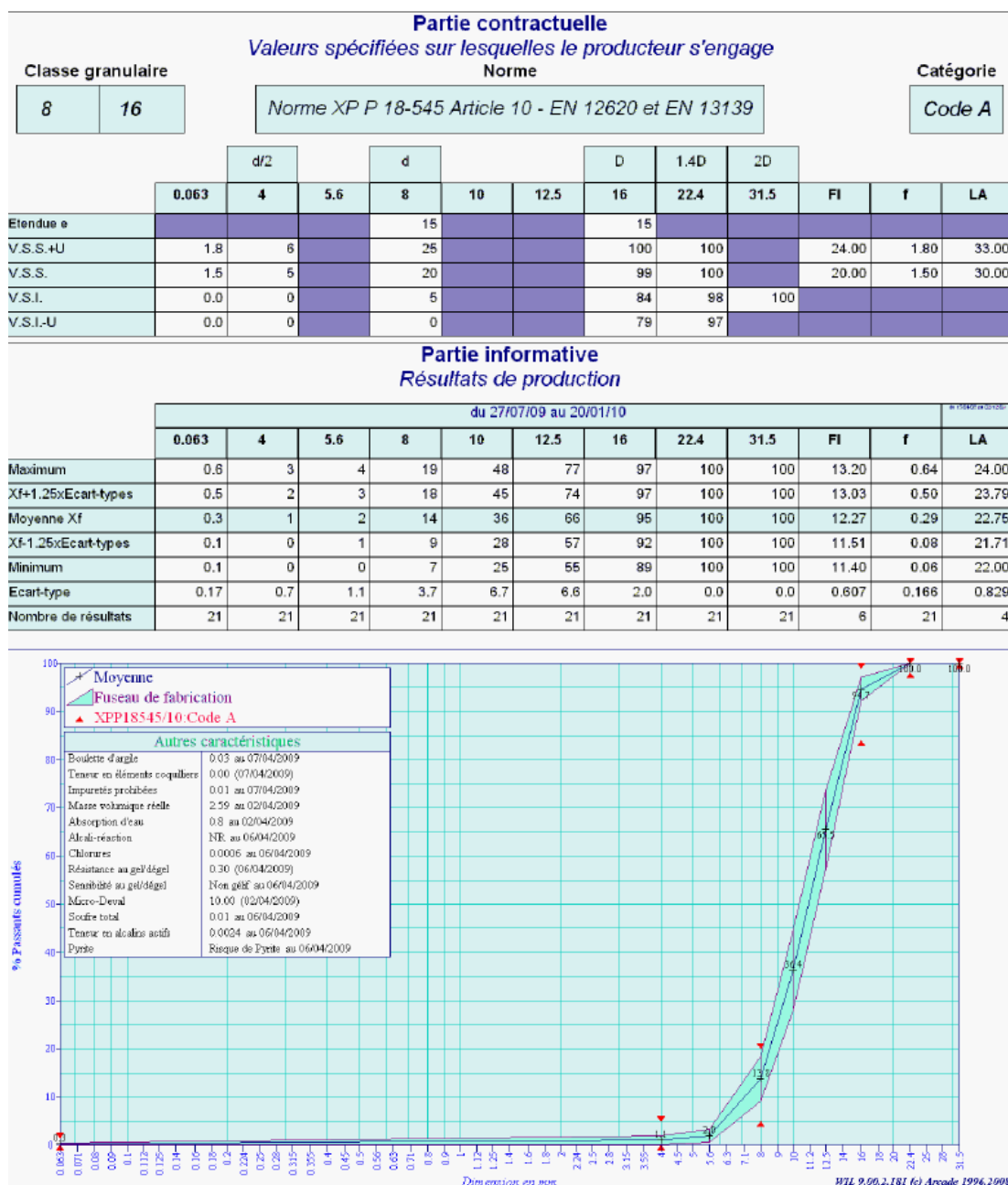




Partie contractuelle											
Classe granulaire		Valeurs spécifiées sur lesquelles le producteur s'engage								Catégorie	
		Norme									
		Norme XP P 18-545 Article 10 - EN 12620 et EN 13139								Code A	
		d/2	d	D/1.4	D		1.4D	2D			
	0.063	2	4	5.6	8	10	11.2	16	FI	f	LA
Etendue e			15		15						
V.S.S.+U	1.8	6	20		100		100		24.00	1.80	33.00
V.S.S.	1.5	5	15		96		100		20.00	1.50	30.00
V.S.I.	0.0		0		81		98	100			
V.S.I.-U	0.0		0		76		97				

Partie informative											
Résultats de production											
	du 27/07/09 au 20/01/10										au 10/04/09 et 02/01/2010
	0.063	2	4	5.6	8	10	11.2	16	FI	f	LA
Maximum	0.2	1	4	41	95	100	100	100	9.30	0.22	24.00
Xf+1.25xEcart-types	0.1	0	2	36	95	100	100	100	9.38	0.13	23.79
Moyenne Xf	0.0	0	1	27	90	99	100	100	9.00	0.05	22.75
Xf-1.25xEcart-types	0.0	0	0	19	85	99	100	100	8.63	0.00	21.71
Minimum	0.0	0	0	15	81	98	100	100	8.70	0.00	22.00
Ecart-type	0.08	0.2	0.9	6.5	3.9	0.6	0.1	0.0	0.300	0.084	0.829
Nombre de résultats	21	21	21	21	21	21	21	21	2	21	4

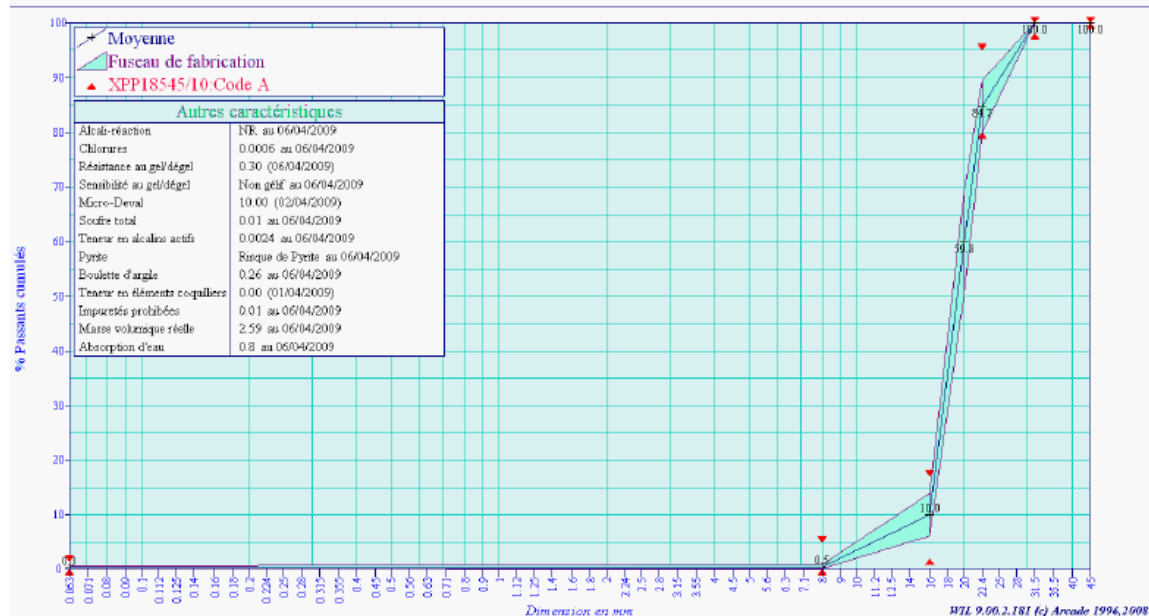


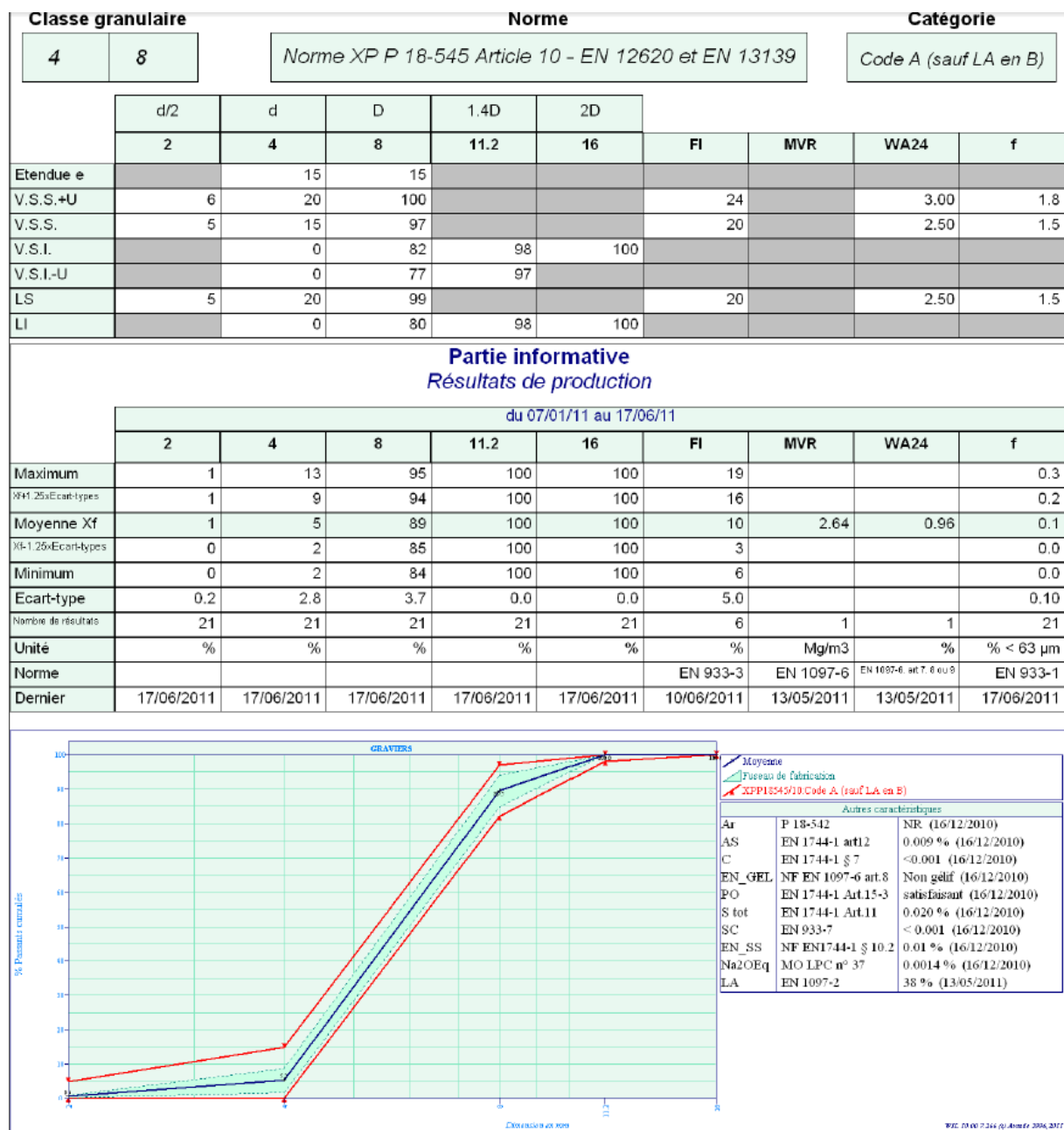


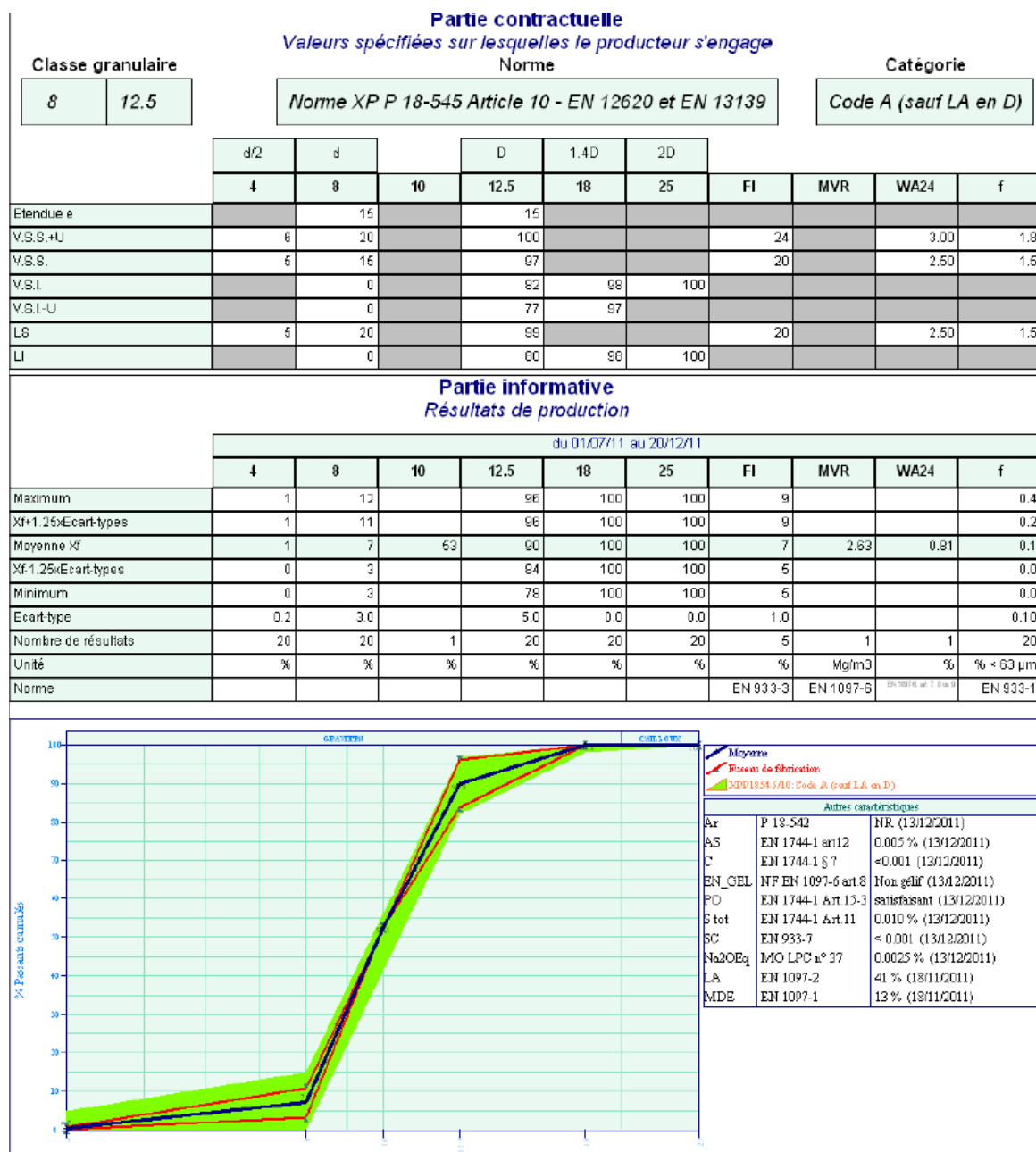
Classe granulaire		Norme						Catégorie		
16	22.4	Norme XP P 18-545 Article 10 - EN 12620 et EN 13139						Code A		
		d/2	d		D	1.4D	2D			
	0.063	8	16	20	22.4	31.5	45	FI	f	LA
Etendue e			15		15					
V.S.S.+U	1.8	6	22		100			24.00	1.80	33.00
V.S.S.	1.5	5	17		95			20.00	1.50	30.00
V.S.I.	0.0	0	2		80	98	100			
V.S.I.-U	0.0	0	0		75	97	100			

Partie informative
Résultats de production

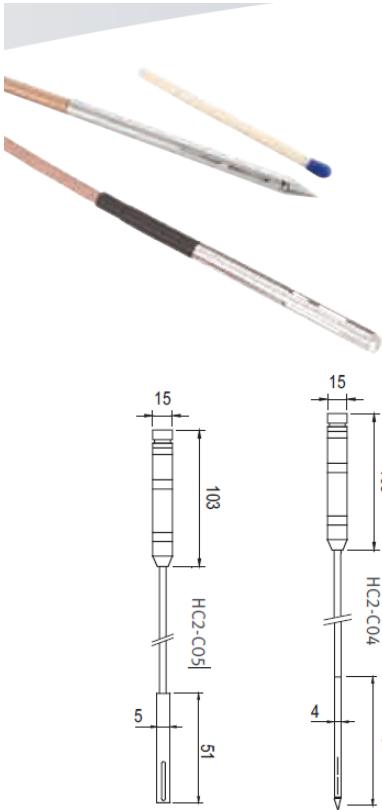
	du 27/07/09 au 29/10/09										du 15/08/09 au 02/12/09
	0.063	8	16	20	22.4	31.5	45	FI	f	LA	
Maximum	0.8	1	16	72	94	100	100	11.70	0.76	24.00	
Xf+1.25xEcart-types	0.6	1	14	69	90	100	100	11.77	0.59	23.79	
Moyenne Xf	0.3	1	10	60	85	100	100	10.93	0.32	22.75	
Xf-1.25xEcart-types	0.1	0	6	50	80	100	100	10.08	0.06	21.71	
Minimum	0.1	0	6	44	81	100	100	9.90	0.10	22.00	
Ecart-type	0.21	0.3	3.2	7.5	3.9	0.0	0.0	0.672	0.212	0.829	
Nombre de résultats	9	9	9	9	9	9	9	4	9	4	







Annexe 2 Fiche technique des capteurs d'humidité HC2-C05 utilisés dans le chapitre 3



PROBES for measurements in confined spaces

Applications	Use
Measurements in packaging and small spaces where it is not possible to work with standard probes, concrete building structures, research applications, etc.	Handheld devices, data loggers, transmitters, OEM products

- Highlights
- Measures relative humidity, temperature and dew/frost point
 - Saves up to 2,000 measurement pairs (optional, requires HW4 software)
 - Range of application 0...100 %rh / -40...85 °C
 - UART interface and freely scalable analog signals 0...1 V
 - Standard scaling 0...1 V = 0...100 %rh / -40...60 °C
 - Probe with 'Standard' adjustment profile, factory adjustment certificate

Order code	HC2-C04	HC2-C05
Type	Cable probe, Ø 4 mm, cable length ~2m	Ø 5 mm, cable length ~2m
Material	Stainless steel V2A	Brass, nickel-plated
Handle color	Anthracite	
Adjustment	At 23 °C and 10, 35, 80 %rh	
Accuracy	±1.5 %rh / ±0.3 K	
Weight	Approx. 150 g	Approx. 160 g

Annexe 3 : comportement des BAP à plusieurs humidités relatives

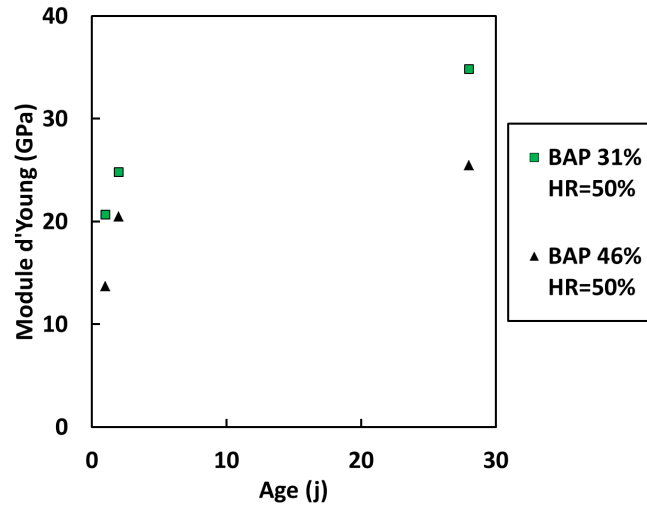


Figure 12-1 Evolution du module d'Young au cours du temps des deux BAP

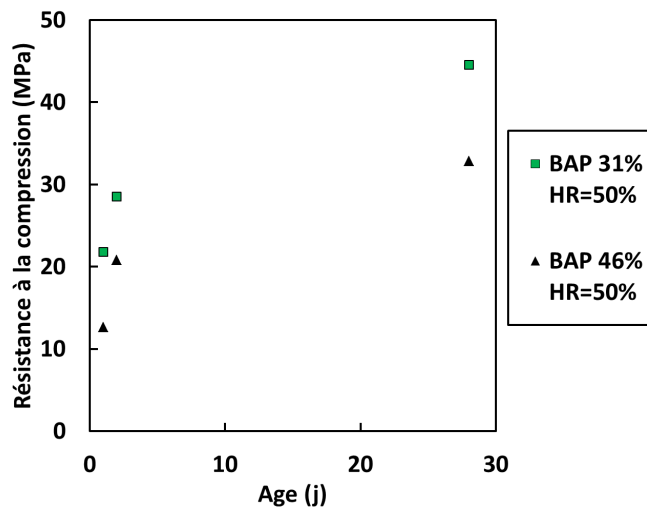


Figure 12-2 Evolution de la résistance à la compression au cours du temps des deux BAP

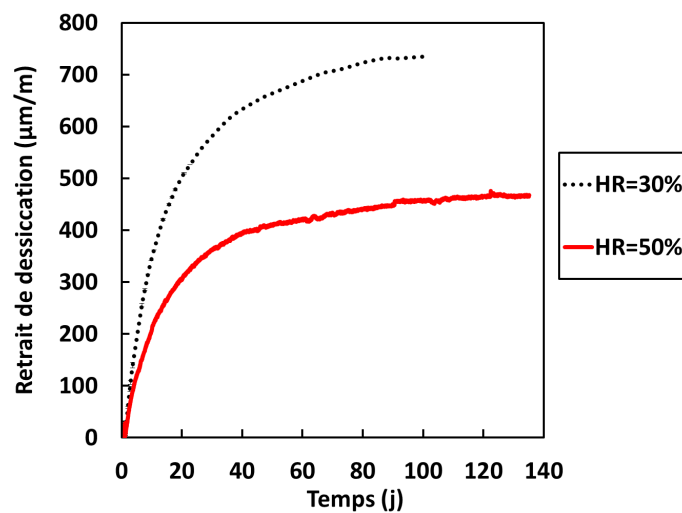


Figure 12-3 Evolution du retrait de dessiccation pour le BAP 31% sous 30%, 50% et 70% d'humidité relative

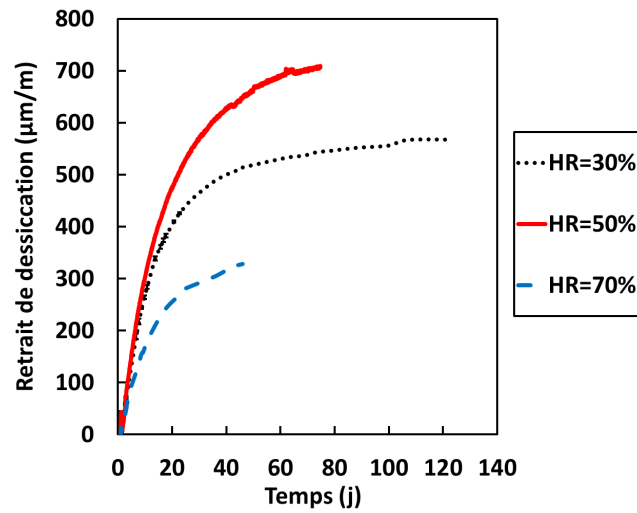


Figure 12-4 Evolution du retrait de dessiccation du BAP 46% sous 30%, 50% et 70% d'humidité relative

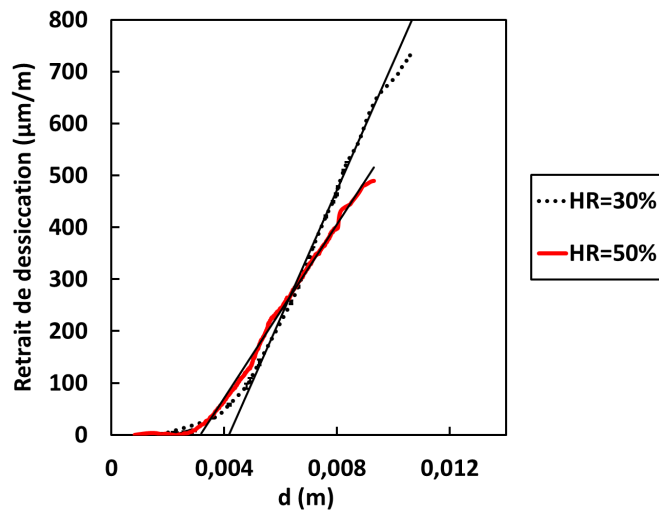


Figure 12-5 Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la profondeur caractéristique d , pour le BAP 31% sous 30% et 50% d'humidité relative

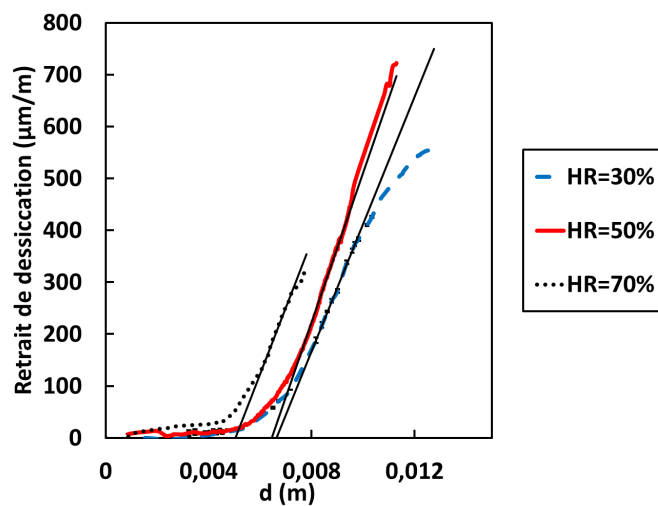


Figure 12-6 Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la profondeur caractéristique d , pour le BAP 46% sous 30%, 50% et 70% d'humidité relative

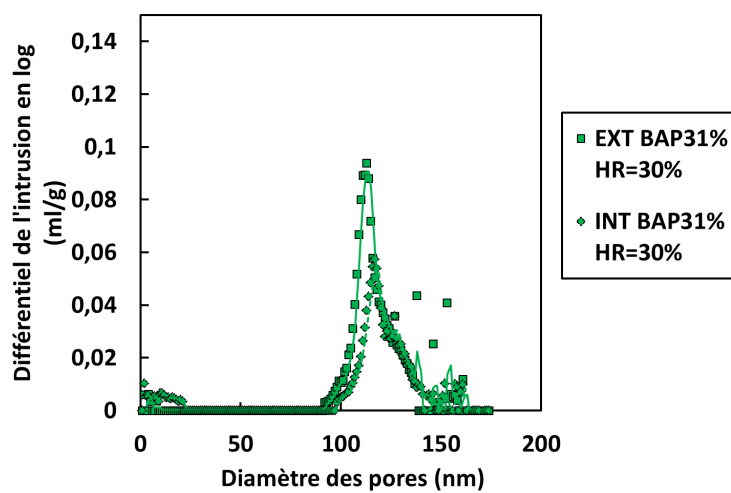


Figure 12-7 Différentiel de l'intrusion en log en fonction du diamètre des pores pour le BAP 31% à 30% d'HR

Annexe 2 données complémentaires des caractéristiques mécaniques des BAP du chapitre 9

Tableau 12-1 Résistance à la traction mesurée par fendage à différents âges pour les trois BAP

$f_t(Mpa)$	$1j$	$7j$	$28j$
D _{max} =10	1,83	2,47	3,70
D _{max} =14	2,72	2,86	2,98
D _{max} =22	1,78	2,46	3,95

Tableau 12-2 Module d'Young à différents âges pour les trois BAP

$E(Gpa)$	$1j$	$7j$	$28j$
D _{max} =10	16	25,7	33,5
D _{max} =14	21	26,5	30,4
D _{max} =22	20,7	27,4	42,4

Tableau 12-3 Résistance à la traction mesurée par fendage à différents âges pour les trois BAP

$f_t(Mpa)$	$1j$	$7j$	$28j$
BAP 31%	2,35	2,46	3,36
BAP 40%	2,72	2,86	2,98
BAP 46%	2,02	2,62	2,90

Tableau 12-4 Module d'Young à différents âges pour les trois BAP

$E(Gpa)$	$1j$	$7j$	$28j$
BAP 31%	20,65	24,8	34,85
BAP 40%	21	26,5	30,4
BAP 46%	13,7	20,45	25,45

Thèse de Doctorat

Hamza SAMOUH

Nouvelles approches des relations entre formulation et comportement différé des matériaux cimentaires: application aux bétons autoplaçants

New approaches between admixture and long-term behavior of cementitious materials: application to self-consolidating concrete

Résumé

L'exposition des matériaux cimentaires à la dessiccation est une problématique courante des projets de bâtiments et de génie civil. Elle est à l'origine du retrait de dessiccation dont l'empêchement dans la structure peut conduire à la fissuration. Le lien entre retrait et fissuration nécessite une bonne connaissance du comportement différé et à long terme des matériaux cimentaires. Aujourd'hui, les multiples avantages des bétons autoplaçants (BAP) ont pour conséquence une utilisation croissante. Malheureusement, les bases de données et les relations empiriques acquises sur les bétons vibrés ne sont pas toujours adaptées aux bétons modernes. Cette thèse a permis de développer de nouvelles approches du comportement différé des matériaux cimentaires. Ces approches ont été appliquées aux BAP, avec pour objectifs de limiter leur coût et leur impact environnemental. L'équilibre entre fluidité et stabilité à l'état frais et comportement à long terme représente l'une de ces difficultés, car les deux dépendent de la nature et de la quantité de pâte. Une méthode de formulation rationnelle est donc développée. Les déformations différées et l'évolution de la microstructure sont étudiées en parallèle dans le but d'améliorer les procédures expérimentales et l'interprétation des mesures de retrait. Trois paramètres d'accélération des essais de retrait sont analysés. La diminution de la taille des éprouvettes intervient au niveau du rayon de séchage et montre l'existence d'un effet de peau, la diminution de l'humidité externe met en jeu des phénomènes physiques complexes, et finalement les variations de l'échéance de décoffrage modifient la finesse du réseau poreux. La synthèse de ces résultats permet d'établir une procédure d'étude de l'effet de la formulation sur le retrait, puis son influence sur la sensibilité à la fissuration. Pour ce faire, une approche couplant une méthode empirique et un calcul viscoélastique est développée. Le risque de fissuration est alors quantifié et expliqué en prenant en compte les différentes propriétés du matériau. Finalement, une base de données de trente bétons est constituée et des tendances générales par rapport à la sensibilité à la fissuration sont dégagées.

Mots clés

Formulation, retrait, effet de taille, relaxation, sensibilité à la fissuration, bétons autoplaçants

Abstract

Most of building and structures are concerned by the issue of cement-based materials exposed to drying. Restrained drying shrinkage may lead to cracking. Understanding how shrinkage induces cracking requires a good characterization of delayed behavior of cement-based materials. The benefits of Self-consolidating concrete (SCC) allow a growing share in the concrete market. Unfortunately, the existing know-how is not always adapted to the necessary technological knowledge. This thesis allowed the development of new approaches to investigate the delayed behavior of cement-based materials. They were applied to SCC, in order to improve at the same time their cost and carbon footprint. For instance, the nature and volume of the paste and granular skeleton should be optimized to control the workability and the long-term behavior. A procedure is developed to improve the mix-design of SCC. To understand the delayed deformation, microstructure evolution is experimentally studied. Three parameters are investigated to accelerate shrinkage tests. The reduction of cross section shows the existence of a wall effect, the decrease in relative humidity triggers physical phenomena, which become predominant in the most severe conditions, and finally the influence of earlier removal of formworks is explained by porous computation. The effects of mineral admixture on shrinkage and cracking sensitivity are then studied. This comprehensive experimental study shows that shrinkage strain is one of the parameters determining cracking risk, but not the only one. Thus, an approach combining an empirical method and a viscoelastic calculation is proposed to quantify and explain the cracking sensitivity. Finally, a database of 30 concretes is constituted. It allows showing general trends between different material properties and the cracking sensitivity.

Key Words

Mineral admixture, shrinkage, size effect, relaxation, cracking sensitivity, self-consolidating concrete